

# **Análise e Dimensionamento de Cintas Helicoidais em Torres Tubulares de Telecomunicações para Controlo do Efeito de Desprendimento de Vórtices Perante a Ação do Vento**

**SANDRA FILIPA AMARAL DE FREITAS**

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de  
**MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS**

---

Orientador: Professor Doutor Rui Manuel de Menezes e Carneiro de Barros

---

Coorientador: Mestre Fábio Moutinho Paiva

Coorientador: Mestre Hélder Sepúlveda da Costa

JULHO DE 2015

## **MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2014/2015**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446

✉ [miec@fe.up.pt](mailto:miec@fe.up.pt)

*Editado por*

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440

✉ [feup@fe.up.pt](mailto:feup@fe.up.pt)

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2014/2015 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2015.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

## AGRADECIMENTOS

Porque chegar até aqui não foi tarefa fácil, agradeço a todos aqueles que me ajudaram a percorrer com sucesso esta longa caminhada da minha vida.

De destacar os meus pais que me proporcionaram todos os meios e recursos, sem que nunca me faltasse nada. Deixo também um obrigada especial ao Mestre Fábio Paiva, pela paciência constante e disponibilidade perseverante em prestar o auxílio sempre que solicitado, aconselhando e orientando neste trabalho. Obrigada Fábio, pelas horas perdidas em pesquisas, programas, instalações e dúvidas existenciais. Obrigada pela tua dedicação, preocupação e disponibilidade incessante.

Ao meu orientador, Professor Doutor Rui Carneiro de Barros, agradeço todos os conhecimentos, disponibilidade e boa disposição.

Não menosprezando, agradeço a total disponibilidade e ensinamentos prestados pelo Mestre Behzad Vasheghani Farahani no âmbito da Mecânica Computacional.

Por fim um obrigada à *Metalgalva* pelo fornecimento dos elementos de projeto relativos ao caso de estudo.



## RESUMO

Esta dissertação tem como objetivo a otimização de uma torre tubular de telecomunicações, da autoria da *Metalgalva*, implementada em França.

Sob a condicionante do vento com especial incidência a nível do desprendimento de vórtices pela redução da espessura das paredes e inserção de uma solução de cintas helicoidais, para controlo dos efeitos nocivos das vibrações, chegou-se a uma torre ideal que verificasse todas as limitações normativas e de segurança. As condições de projeto foram mantidas.

A complexidade de todo o processo de cálculo requereu uma análise mais precisa e eficaz potenciada pela intervenção da dinâmica de fluídos computacional (CFD – “*Computational Fluid Dynamics*”) através do recurso ao software *Ansys Fluent*.

Palavras-Chave: CFD, torre tubular, vento, vibrações, desprendimento de vórtices, cintas helicoidais.



## **ABSTRACT**

The purpose of this thesis is the optimization of a tubular telecommunications tower, implemented in France by *Metalgalva*.

With the wind as a conditioning factor and focusing on vortex shedding through reduction of the wall thickness and insertion of a helical strakes solution to control the harmful effects of vibrations, the result was an ideal tower that is compliant with all the normative and security limitations. Design conditions were maintained.

The complexity of the entire calculation process required a more precise and effective analysis made possible through Computational Fluid Dynamics (CFD) using the Ansys Fluent software.

Keywords: CFD, tubular tower, wind, vibrations, vortex shedding helical strakes.





## ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS .....	I
RESUMO .....	III
ABSTRACT .....	V
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1. GENERALIDADES .....	1
1.2. SÍNTESE DE OBJETIVOS.....	1
1.3. ESTRUTURA DO TRABALHO .....	2
<b>2 DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES – O FENÓMENO E INFLUENTES.....</b>	<b>3</b>
2.1. PRINCIPAIS CONDICIONANTES – BASE DOS PROBLEMAS.....	3
2.2. NÚMERO DE REYNOLDS.....	5
2.3. LOCK-IN .....	6
2.4. VELOCIDADE REDUZIDA.....	7
2.5. OVALIZAÇÃO .....	7
2.6. REGIMES DE ESCOAMENTO.....	9
2.7. NÚMERO DE STROUHAL .....	11
2.8. NÚMERO DE SCRUTON .....	13
2.9. COEFICIENTES DE FORÇA .....	14
<b>3 ALTERNATIVAS PARA REDUÇÃO DE VIBRAÇÕES – AÇÕES MITIGADORAS .....</b>	<b>19</b>
3.1. ALTERAÇÃO DO AMORTECIMENTO .....	19
3.2. SUPRESSOR - DIMENSIONAMENTO .....	20
3.3. TMD – DIMENSIONAMENTO .....	22
3.4. OUTROS TIPOS DE AMORTECIMENTO .....	23
3.5. IMPEDIR A RESSONÂNCIA .....	23
3.6. ALTERAÇÕES DE GEOMETRIA .....	23
<b>4 CINTAS HELICOIDAIS -DIMENSIONAMENTO .....</b>	<b>27</b>

<b>5 AÇÃO DO VENTO E EFEITO DE DESPREENDIMENTO DE VÓRTICES .....</b>	<b>31</b>
5.1. VELOCIDADE MÉDIA.....	32
5.2. TURBULÊNCIA – PARCELA ALEATÓRIA.....	32
5.3. VENTO SEGUNDO O EC1 .....	33
5.3.1. CONCEITOS BASE – EN 1991-1-4.....	33
5.3.2. TURBULÊNCIA DO VENTO.....	35
5.3.3. PRESSÃO DINÂMICA DE PICO .....	35
5.3.4. FORÇAS EXERCIDAS PELO VENTO.....	36
5.3.5. DETERMINAÇÃO DO FATOR $B^2$ .....	36
5.3.6. DETERMINAÇÃO DO FATOR $R^2$ .....	37
5.3.7. FATOR DE PICO $K_P$ .....	38
5.3.8. ELEMENTOS DE SECÇÃO POLIGONAL REGULAR E CILINDROS DE BASE CIRCULAR .....	38
5.4. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES .....	39
5.4.1. MÉTODO 1 .....	40
5.4.2. MÉTODO 2.....	42
5.5. ESDU- HYBRID.....	44
 <b>6 DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (CFD) .....</b>	 <b>49</b>
6.1. CFD - DE QUE SE TRATA? .....	49
6.2. EQUAÇÕES/LEIS REGENTES .....	50
6.2.1. EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE (PRINCÍPIO DA CONSERVAÇÃO DE MASSA) .....	50
6.2.2. CONSERVAÇÃO DE MOMENTO.....	51
6.2.3. EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO.....	52
6.3. TURBULÊNCIA - ESTUDO E MODELOS.....	52
6.3.1. DNS .....	52
6.3.2. LES .....	52
6.3.3. RANS .....	53
6.3.3.1. Modelo $k-\epsilon$ .....	53
6.3.3.2. Modelo $k-\omega$ .....	55

<b>7 ANÁLISE ESTRUTURAL E VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA .....</b>	<b>57</b>
7.1. ESTADOS LIMITES .....	57
7.2. MATERIAL .....	57
7.3. ANÁLISE ESTATICA.....	58
7.4. CLASSES DE SECÇÕES.....	58
7.5. DIMENSIONAMENTO À COMPRESSÃO – EN 1993-1-1 .....	59
7.6. DIMENSIONAMENTO À FLEXÃO – EN 1993-1-1 .....	60
7.7. DIMENSIONAMENTO AO ESFORÇO TRANSVERSO – EN 1993-1-1 .....	61
7.8. FLEXÃO COM ESFORÇO TRANSVERSO – EN 1993-1-1 .....	61
7.9. DIMENSIONAMENTO À FLEXÃO COMPOSTA – EN 1993-1-1 .....	61
7.10. CARGA CRÍTICA.....	63
7.11. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO O MÉTODO ASCE .....	63
7.12. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO A NORMA EN 1993-1-6.....	64
7.12.1. CÁLCULO DE TENSÕES MERIDIONAIS: .....	64
7.12.2. CÁLCULO DE TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS:.....	66
7.12.3. CÁLCULO DE TENSÕES TANGENCIAIS:.....	67
7.12.4. INTERAÇÃO DE TENSÕES .....	68
 <b>8 CASO DE ESTUDO .....</b>	 <b>69</b>
8.1. INTRODUÇÃO .....	69
8.2. AÇÃO DO VENTO .....	69
8.3. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES.....	73
8.3.1. MÉTODO 2 DO EN 1991-1-4 .....	73
8.3.2. MÉTODO 1 DO EN 1991-1-4 .....	74
8.4. COMBINAÇÃO DE AÇÕES - ELU.....	75
8.5. COMBINAÇÃO DE AÇÕES - ELUT .....	75
8.6. CLASSIFICAÇÃO DA SECÇÃO .....	76
8.7. ESFORÇOS DE DIMENSIONAMENTO.....	76
8.8. VERIFICAÇÃO DOS ELU .....	76
8.8.1. CARGA CRÍTICA .....	78
8.9. ESTADOS LIMITES DE UTILIZAÇÃO .....	79

## 9 SIMULAÇÃO DO CASO DE ESTUDO EM CFD- FLUENT . 81

<b>9.1. TORRE SIMPLES .....</b>	<b>81</b>
9.1.1. GEOMETRIA .....	81
9.1.2. DOMÍNIO DE CONTROLO .....	82
9.1.3. MALHA .....	82
9.1.4. CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO .....	83
9.1.5. CONDIÇÕES FRONTEIRA .....	83
9.1.6. PROCESSO DE CÁLCULO .....	84
9.1.7. SIMULAÇÃO .....	85
<b>9.2. TORRE COM CINTAS HELICOIDAIS .....</b>	<b>92</b>
9.2.1. GEOMETRIA .....	92
9.2.2. DOMÍNIO DE CONTROLO .....	94
9.2.3. MALHA .....	95
9.2.4. CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO E CONDIÇÕES FRONTEIRA .....	96
9.2.5. PROCESSO DE CÁLCULO .....	97
9.2.6. SIMULAÇÃO .....	97
<b>9.3. ANÁLISE E COMPARAÇÃO DE CENÁRIOS .....</b>	<b>100</b>
9.3.1. VELOCIDADE .....	100
9.3.2. PRESSÕES .....	101
9.3.3. ENERGIA CINÉTICA TURBULENTA E TAXA DE DISSIPAÇÃO TURBULENTA – $K$ & $\epsilon$ .....	102
9.3.4. FORÇA NA DIREÇÃO DO ESCOAMENTO (X) .....	103
9.3.5. FORÇA NA DIREÇÃO PERPENDICULAR AO ESCOAMENTO (Y) .....	104
9.3.6. ESTUDO DA VARIAÇÃO DAS DIMENSÕES NAS CINTAS .....	104
<b>9.4. LIMITAÇÃO DO DESLOCAMENTO .....</b>	<b>109</b>

## 10 CONCLUSÕES ..... 111

<b>10.1. DESENVOLVIMENTOS FUTUROS .....</b>	<b>111</b>
---	------------

## ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 1 - Fenómeno de separação da camada limite e distribuição de pressões; Distribuição de velocidades; camada limite (Barbosa, 1985) .....	4
Fig. 2 - Regiões de um escoamento em torno de um corpo cilíndrico (Almeida, 1999) .....	4
Fig. 3 - Regime de escoamento em torno de cilindro finito (Gersten, 1983) .....	5
Fig. 4 - Processo de formação de vórtices (J. H. Gerrard, 1966) .....	6
Fig. 5- Fenómeno de lock-in (Blessmann, 2005) .....	6
Fig. 6-Vibração de um modelo amortecido de 2 dimensões (Blevins, 2001) .....	7
Fig. 7- Pressões impostas e deformações da secção transversal por efeito do termo $p_{01.115}\cos 2\phi$ (CICIND Appendices , 2002) .....	8
Fig. 8- Pressões e deformações totais na secção transversal (CICIND Appendices , 2002) .....	8
Fig. 9- Estados de tensão na base do elemento (CICIND Appendices, 2002) .....	9
Fig. 10- Regimes de escoamento observáveis na experiencia de Reynolds (Barbosa, 1985) .....	9
Fig. 11- Escoamento em torno de um cilindro com evolução da zona de viscosidade: escoamento com número de Reynolds a) baixo; b) médio e c) elevado (Al-Shemmeri, 1988) .....	10
Fig. 12- i.Região instável; ii.Regime laminar de desprendimento de vórtices; iii.Regime de transição; iv.Regime subcrítico; v.Regime crítico; vi.Regime supercrítico; vii.Regime Transcrítico; (Blevins, 2001) .....	12
Fig. 13- Regimes de desprendimento e relação Re-St (Sumer, 1997) .....	12
Fig. 14- Amortecimento dos deslocamentos estruturais de uma estrutura com amortecimento viscoso; wy- frequência natural (Blevins, 2001) .....	13
Fig. 15- a) Relação $\delta_a^T/\delta_a^S$ com intensidade de turbulência; b) Relação intensidade de turbulência com $Sc$ ; .....	14
Fig. 16- Campo de pressões em cilindro rígido acompanhando desenvolvimento da esteira;(Blevins, 2001) .....	15
Fig. 17- Interação fluido-estrutura - Forças .....	15
Fig. 18- Coeficiente de arrasto para várias intensidades de turbulência $I_v$ em secções circulares (MELBOURNE, 2012) .....	16
Fig. 19- Coeficientes laterais para várias intensidades de turbulência $I_v$ para secções circulares (MELBOURNE, 2012) .....	17
Fig. 20- Variação de $C_L$ para diferentes secções e números de Reynolds (Blessmann, 2005) .....	17
Fig. 21- Influência da taxa de amortecimento na resposta de uma estrutura (Scruton, 1981) .....	19
Fig. 22- Modelo de um TMD (Paredes, 2008) .....	20
Fig. 23- Resposta da estrutura em termos de amplitude de deslocamento com e sem associação de supressor (Paredes, 2008) .....	22

Fig. 24- TMD aplicado numa estrutura: a) sem amortecimento e b) com amortecimento (Paredes, 2008)	23
Fig. 25- Intervenções na geometria estrutural com efeito mitigador das vibrações estruturais; i- nervuras e saliências: a) omnidirecionais; b) unidirecionais; ii- Bandas de encamisamento; iii- Incrementos estruturais de estabilização (Zdravkovich, 1981)	25
Fig. 26- a) Cilindro com três cintas em hélice; b) Estabilidade do cilindro dotado de três cintas helicoidais com 15D de passo para diferentes geometrias de cintas;(Naudascher e Rockwell, 2012)	28
Fig. 27- Efeitos da espessura relativa no coeficiente lateral normalizado(Naudascher e Rockwell, 2012)	29
Fig. 28- a)Registo no tempo da velocidade do vento; b) Registo em altura da velocidade do vento; c)Cilindro sob influência de escoamento (Ricardo M. de Matos Camarinha e João Sérgio N. D. Cruz, 2011)	31
Fig. 29- Secção poligonal regular (NP EN 1991-1-4)	38
Fig. 30- Número de Strouhal para secções circulares – Quadro E.1 da NP EN 1991-1-4	39
Fig. 31- Comprimento de correlação em função da deformada do primeiro modo da estrutura (CEN, 2010)	41
Fig. 32- Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices – Quadro E.6 da NP EN 1991-1-4	43
Fig. 33- Fluxo mássico num volume de controlo	51
Fig. 34- Curvas de relação momento/curvatura de acordo com a classe da secção; Mpl- Momento Plástico, Mel- Momento elástico, $\phi$ -ângulo de encurvadura (Caetano, 2014)	58
Fig. 35- Representação da pressão equivalente, no perímetro de casca de um cilindro – EN 1993-1-6	66
Fig. 36- Categorias e parâmetros do terreno segundo Tableau 4.1 do Anexo Nacional Francês	70
Fig. 37- Valores de I recomendados para cilindros – Quadro 7.16 da NP EN 1991-1-4	71
Fig. 38- Formas gerais das construções abrangidas pelo método de cálculo – Figura 6.1 da NP EN1991-1-4	72
Fig. 39- Distinção entre Área efetiva e área de superfície	73
Fig. 40- Valores recomendados para os coeficientes $\psi$ - Quadro A1.1 do NP EN 1990	75
Fig. 41- Deformação com contabilização dos efeitos de 2º grau – Robot Analysis	79
Fig. 42- Geometria Torre Simples – Ansys	81
Fig. 43- Dimensões do domínio de controlo da Torre Simples – Ansys	82
Fig. 44- Representação da malha da Torre Simples – Ansys	82
Fig. 45- Representação das condições fronteira - Ansys	84
Fig. 46- Representação do perfil constante de velocidades – Ansys	85

Fig. 47- Coeficientes de força $C_{f,0}$ para cilindros mediante diferentes valores de rugosidade equivalente – EN1991-4 .....	87
Fig. 48- Relação entre $C_D$ e $Re$ para cilindros lisos de comprimento infinito segundo estudo da University of Waterloo,2005 – curva a tracejado .....	87
Fig. 49- Coeficientes de força lateral $C_{lat}$ para cilindros mediante o número de Reynolds – EN1991-4.....	88
Fig. 50- “Streamline” da velocidade - Torre Simples velocidade constante.....	88
Fig. 51- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre Simples velocidade constante - vista superior .....	89
Fig. 52- Gráfico da regressão quadrática utilizada para a representação do perfil de velocidades.....	89
Fig. 53- Representação do perfil de velocidades variável em altura na Torre Simples.....	90
Fig. 54- Linhas de fluxo da velocidade - Torre Simples perfil de velocidades .....	91
Fig. 55- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre Simples perfil de velocidades - vista superior .....	92
Fig. 56- Geometria da torre dimensionada no programa SolidWorks.....	93
Fig. 57- Torre e solução de cintas- Solidworks .....	93
Fig. 58- Torre e dimensões – passo e extensão total de cintas [mm] .....	93
Fig. 59- Torre – secção de cintas [mm].....	94
Fig. 60- Torre e volume de controlo correspondente .....	94
Fig. 61- Dimensões do volume de controlo .....	95
Fig. 62- Malha representação em várias perspetivas - Ansys .....	95
Fig. 63- Condição fronteira – face em falta corresponde à “right_symmetry” .....	96
Fig. 64- Representação do processo de obtenção da área de referência via SolidWorks .....	97
Fig. 65- Representação do perfil de velocidades variável em altura na Torre com cintas .....	98
Fig. 66- Representação das linhas de fluxo de velocidades na torre com cintas – Ansys .....	99
Fig. 67- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre com Cintas e perfil de velocidades - vista superior.....	99
Fig. 68- Comparação das linhas de fluxo de velocidades- Torre Simples e com Cintas .....	100
Fig. 69- Comparação linhas de fluxo de velocidades e contorno- Torre Simples e com Cintas .....	100
Fig. 70- Comparação das Pressões – Torre Simples e com Cintas .....	101
Fig. 71- Comparação das Pressões na zona a barlavento – Torre Simples e com Cintas .....	101
Fig. 72- Comparação dos valores da Energia Cinética Turbulenta – Torre Simples e com Cintas ...	102
Fig. 73- Comparação dos valores da Taxa de Dissipação Turbulenta – Torre Simples e com Cintas .....	103
Fig. 74- Comparação dos valores da Força X – Torre Simples e com Cintas.....	103

Fig. 75- Comparação dos valores da Força Y – Torre Simples e com Cintas .....	104
Fig. 76- Torre e dimensões mínimas – passo e extensão total de cintas [mm] .....	105
Fig. 77- Torre e dimensões mínimas – secção de cintas [mm] .....	105
Fig. 78- Representação da área de referência via SolidWorks - Torre e dimensões mínimas.....	105
Fig. 79- Torre e dimensões máximas – passo e extensão total de cintas [mm] .....	106
Fig. 80- Torre e dimensões máximas – secção de cintas [mm] .....	106
Fig. 81- Representação da área de referência via SolidWorks - Torre e dimensões máximas.....	107



## ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 1- Regimes de escoamento em torno de cilindro sob influência do número de Reynolds (Sumer, 1997) .....	11
Quadro 2- Valor básico da velocidade do vento segundo a EN 1991-1-4 de 2010 (CEN, 2010) .....	33
Quadro 3- Categorias e parâmetros de terreno (Quadro 4.1 da EN 1991-1-4).....	35
Quadro 4- Etapas do CFD(Asyikin, 2012).....	50
Quadro 5- Coeficientes de segurança .....	57
Quadro 6- Limites máximos da relação largura espessura para secções tubulares comprimidas – Quadro 5.2 (página 3 de 3) do EN 1993-1-1 de 2010 (CEN, 2010) .....	59
Quadro 7- Definição do fator de encurvadura $\alpha$ .....	60
Quadro 8- Curvas de encurvadura em função da secção transversal- Quadro 6.2. do EN 1993-1-1. ....	60
Quadro 9- Fatores de interação expresso no Quadro B.2 do EN 1993-1-1 .....	63
Quadro 10- Tensão admissível em secções circulares de acordo com a ASCE .....	64
Quadro 11- Valores de $C_x$ função dos diferentes comprimentos de casca .....	66
Quadro 12- Valores da tensão crítica circunferencial função dos diferentes comprimentos de casca e parâmetros de fronteira $C_{\theta}$ e $C_{\theta\sigma}$ dependentes das condições fronteira .....	67
Quadro 13- Valores de $C_r$ dependente das condições fronteira.....	68
Quadro 14- Características do projeto .....	69
Quadro 15- Processo de cálculo I etapa.....	70
Quadro 16-Processo de cálculo II etapa.....	71
Quadro 17- Processo de cálculo III etapa.....	72
Quadro 18- Processo de cálculo IV etapa .....	72
Quadro 19- Processo de cálculo V etapa – Equações no capítulo 5.4.....	73
Quadro 20- Processo de cálculo VI etapa – capítulo 5.4.2.....	73
Quadro 21- Processo de cálculo VII etapa .....	74
Quadro 22- Processo de cálculo VIII etapa – Capítulo 5.4.2.....	74
Quadro 23- Processo de cálculo IX etapa – capítulo 5.4.1 .....	74
Quadro 24- Processo de cálculo X etapa .....	74
Quadro 25- Coeficientes de cálculo das ações.....	75
Quadro 26- Esforços atuantes no mastro – Robot.....	76
Quadro 27- Tensões Meridionais, circunferenciais e tangenciais .....	76
Quadro 28- Parâmetros de cálculo .....	77
Quadro 29- Tensões Meridionais resistentes .....	77

Quadro 30- Tensões Circunferenciais resistentes .....	77
Quadro 31- Tensões Tangenciais resistentes.....	77
Quadro 32- Verificação dos ELU .....	78
Quadro 33- determinação da carga crítica .....	78
Quadro 34- Carga crítica para os ELU – Robot Analysis.....	78
Quadro 35- Parâmetros da malha- Ansys .....	83
Quadro 36- Propriedades do fluido .....	83
Quadro 37- Condições em vigor - Ansys.....	85
Quadro 38- Processo de cálculo Simulação etapa I- Capítulo 5.3 .....	86
Quadro 39- Parâmetros de cálculo valores médios –Capítulo 5.3 e 5.4.1.....	86
Quadro 40- Resultados cenário Torre Simples velocidade constante .....	86
Quadro 41- - Processo de cálculo Simulação etapa I .....	90
Quadro 42- Parâmetros de cálculo valores médios – Torre Simples perfil de velocidades.....	90
Quadro 43- Resultados cenário Torre Simples perfil de velocidades .....	91
Quadro 44- Parâmetros da malha Torre com Cintas- Ansys .....	96
Quadro 45- Condições em vigor - Ansys.....	97
Quadro 46- Parâmetros de cálculo valores médios – Torre com Cintas .....	98
Quadro 47- Resultados cenário Torre com Cintas .....	98
Quadro 48- Levantamento dos valores extremos de Pressões – Torre Simples e com Cintas- Ansys .....	101
Quadro 49- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões mínimas.....	106
Quadro 50- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões máximas.....	107
Quadro 51- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões máximas - modelo RNG [1000 iterações] .....	108
Quadro 52- Gráfico da dispersão do CL a partir das 500 iterações – Setup Ansys Fluent .....	108
Quadro 53- Resumo de resultados modelo Standart.....	108
Quadro 54- Resumo de resultados modelo RNG .....	108
Quadro 55- Resumo de resultados modelo Realizable.....	109
Quadro 56- Parâmetros conhecidos.....	109
Quadro 57- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões médias .....	109
Quadro 58- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões mínimas .....	109
Quadro 59- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões máximas .....	109

## **SÍMBOLOS, ACRÓNIMOS E ABREVIATURAS**

### **Símbolos – Letras latinas**

$\tilde{C}_{Lj}$ - coeficiente generalizado da força oscilante

$\frac{1}{R}$  curvatura do elemento

$\bar{U}(z)$ - componente média da velocidade longitudinal

$x_1$ - direção paralela á fronteira do corpo

$x_2$ - direção perpendicular

$\vec{u}$ - vetor velocidade

$\bar{u}(z)$ - velocidade média

$A$ - área bruta

$A_c$ - área de corte

$A_{eff}$ - área efetiva da secção transversal

$a_{La}$ - amplitude limite normalizada

$A_{media}$ - área definida pelo contorno médio

$A_{ref}$ - área de referência da construção

$A_{ref}$ - área de referência; superfície projetada

$A_y$ - amplitude de vibração

$b$ - comprimento da superfície perpendicular à direção do vento

$B^2$ - o coeficiente de resposta quase-estática ou fator de fundo

$C_c$ - coeficiente aerodinâmico

$C_D$ - coeficiente de arrasto (Drag)

$c_{dir}$ - coeficientes de direção

$c_e(z)$ - coeficiente de exposição

$C_F$ - coeficiente de força (Capítulo 2)

$c_f$ - coeficiente de força (Capítulo 5)

$c_{f,0}$ - coeficiente de força para elementos estruturais sem livre escoamento em torno de extremidades

$C_L$ - coeficiente lateral ou de sustentação (Lift)

$c_{lat}$ - coeficiente de força lateral

$c_o(z)$ - coeficiente de orografia

$c_o(z)$ - coeficientes de rugosidade do terreno

$c_r(z)$ - coeficientes de rugosidade do terreno

$C_{sCd}$ - fator de estrutura

$C_{season}$ - coeficientes de estação

D- dimensão característica do objeto; diâmetro do cilindro

$D_{ref}$ - média do integral dos diâmetros

e- altura/espessura das saliências

E- módulo de elasticidade

$E_d$ - ações de dimensionamento

$e_m$ - espessura média da secção

F- força teórica imposta no corpo

f- frequência de vibração

$F_0$ - força estática lateral imposta à estrutura

$f_{est}$ - frequência da estrutura

FL- forças produzidas na direção perpendicular à de propagação do fluxo

$f_L$ - Frequência adimensional da estrutura

$f_u$ - tensão de rotura

$F_w$ - força exercida pelo vento

$F_{w\_vortices}$ -resultante do efeito das vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices

$f_y$ - tensão de cedência

$g_D$ - fator de pico

$G_k$ - geração de turbulência k

$G_\omega$ - geração de  $\omega$

h- comprimento total do mastro

I- momento de inercia

i- raio de giração e a

$I_i$ - intensidade de turbulência expressa numa qualquer direção i

$I_v$ - intensidade da turbulência segundo EC1

J- número de modos com influência significativa na resposta

$J_t$ - Módulo de torsão

K- coeficiente de configuração modal

k- constante de Von Karman de valor de 0,4 (Capítulo 5); energia cinética turbulenta (Capítulo 6); rugosidade superficial equivalente (Capítulo 8)

K- número de onda

$K_a$  o coeficiente de amortecimento  
 $k_l$ - o coeficiente de turbulência  
 $K_j$  - rigidez generalizada  
 $k_p$ - fator de pico  
 $k_r$ - o coeficiente de terreno  
 $k_s$ - rigidez da estrutura  
 $k_T$ - rigidez da mola  
 $K_W$ - coeficiente de comprimento de correlação efetivo  
 $k_{xy}$ - fatores de interação  
 $L$ - comprimento de correlação (Capítulo 5.4.1); comprimento/dimensão do corpo (Capítulo 2.2)  
 $L(z_e)$ - escala de comprimento da turbulência  
 $L_{cr}$ - comprimento de encurvadura critico  
 $L_e$ - comprimento de encurvadura  
 $l_j$ - comprimento da estrutura entre dois nodos  
 $l_s$ - comprimento no qual são aplicadas as cintas  
 $L_t$ - escala de referência  
 $m$ - coeficiente característico (Capítulo 2.7); número de antinodos (Capítulo 5.4.1)  
 $m(s)$ - massa oscilante por unidade de comprimento (Capítulo 5.4)  
 $m_0$ - momento fletor  
 $M_{c,Rd}$ - momento resistente  
 $m_e$ - massa equivalente por unidade de comprimento  
 $M_{Ed}$ - momento de cálculo  
 $M_{el}$ - Momento elástico  
 $M_{el,Rd}$ - momento elástico resistente  
 $M_j$ - massa generalizada da estrutura  
 $M_{N,Rd}$ - momento plástico resistente reduzido  
 $M_{pl}$ - Momento Plástico  
 $M_{pl,Rd}$ - momento plástico resistente  
 $m_s$ - massa da estrutura  
 $M_{sd,x}$  – Valor de cálculo do momento fletor segundo x  
 $M_{sd,y}$ – Valor de cálculo do momento fletor segundo y  
 $m_T$ - massa do supressor  
 $N$ - número de ciclos de carregamento

$n$ - número de hélices (Capítulo 4); número de troços de excitação por desprendimento de vórtices (Capítulo 5.4.1)

$N_{b,Rd}$  - valor de cálculo do esforço normal resistente à encurvadura de um elemento comprimido

$N_{c,Rd}$ - força de compressão resistente

$N_{cr}$ - carga elástica crítica

$N_{Ed}$ - força de compressão de projeto

$n_{i,o}$ - frequência própria do modo  $i$  de vibração por ovalização

$n_{i,y}$ - frequência própria do modo  $i$  de vibração em flexão

$N_{Rcr}$ - esforço médio resistente crítico

$N_{Rcr,x}$ - esforço médio resistente crítico meridional

$N_{Rcr,x\theta}$ - esforço médio resistente crítico tangencial

$N_{Rcr,\theta}$ - esforço médio resistente crítico circunferencial

$N_{sd,x}$ - o Esforço Axial

$n_y$ - frequência própria do modo de vibração transversal ao vento

$p$ - passo(Capítulo 4)

$p$ - pressão; pressão normal

$P(t)$ - solitação harmónica

$q_b$ - pressão dinâmica de referencia

$q_{eq}$ - pressão equivalente

$Q_j$ - amplitude de deflexão

$q_p(z)$ - pressão dinâmica de pico

$q_s$ - sucção interna

$q_{w,max}$ - pressão máxima exercida pelo vento

$r$ - o raio da secção

$R^2$ - coeficiente de resposta em ressonância ou fator de ressonância

$R_b$ - função de admitância aerodinâmica

$R_d$ - resistência de cálculo

$Re$ - número de Reynolds

$R_h$ - função de admitância aerodinâmica

$R_k$ - resistência de característica

$s$ - coordenada da evolução do comprimento da estrutura (Capítulo 5)

$Sc$ - número de Scruton

$S_{CF}$ - densidade espectral do coeficiente de força do lado flutuante  
 $S_{Fj}$ - densidade espectral da força flutuante devido ao desprendimento de vórtices  
 $S_L$  – unção de densidade espectral de potência adimensional  
 $S_m$ - contribuição total das forças por unidade de volume no fluido  
 $S$ -módulo do tensor de deformação médio  
 $St$ - número de Strouhal  
 $St^*$ - coeficiente característico  
 $t$ - espessura da secção  
 $T$ - tempo de vida da obra  
 $T_{sd}$ - Momento torsor  
 $U$ - velocidade do escoamento  
 $u(z,t)$ - componente turbulenta da velocidade longitudinal  
 $u^*$ - velocidade de atrito  
 $U/f$  - extensão da trajetória  
 $U_{crit}$ - velocidade crítica  
 $U_r$ - velocidade reduzida  
 $u_{S,sr}$  Deslocamento estático  
 $V$ - velocidade média da corrente longe da interferência do corpo; velocidade média do fluxo  
 $v_0$ - 20% da velocidade característica média do vento  
 $V_1$  - velocidade no exterior  
 $v_1$ - velocidade no interior da camada  
 $v_b$  - Valor de referência da velocidade do vento  
 $v_{b,0}$ - Valor básico da velocidade do vento  
 $V_{c,Rd}$ - esforço transversal resistente  
 $V_{c,Rd}$ - esforço transversal resistente  
 $V_{Ed}$ - esforço transversal de cálculo  
 $V_H$ - velocidade de referência corresponde  
 $v_m(z)$ - velocidade média do vento a uma altura  $z$  acima do solo  
 $V_{sd}$ — Esforço de corte  
 $w$ - Frequência natural  
 $W_{eff}$  - módulo da secção efetiva  
 $W_{el}$ - módulo elástico  
 $w_j$ - frequência angular

$W_{pl}$ - o módulo plástico

$w_s$ - frequência natural da estrutura

$w_s^2$ - Frequência natural da estrutura

$w_T^2$ - Frequência natural do supressor de vibrações

x, y, z- direções

$Y_\omega$ - dissipação da turbulência  $\omega$

$y_{F,max}$ - deslocamento máximo, no ponto em que  $\Phi_{i,y}(s)$  é unitário

$Y_k$ - dissipação da turbulência k

$z_0$ - comprimento de rugosidade

$z_{0,II}$ - comprimento de rugosidade da classe II

$z_e$ - altura de referência

$z_{min}$ - à altura mínima

$z_t$  a altura de referência de 200m

### **Símbolos - Letras gregas**

$\gamma_{Mi}$ - coeficientes de segurança

$\bar{\lambda}_p$ - esbelteza relativa plástica

$\bar{\lambda}_x$ - esbelteza relativa meridional

$\bar{\lambda}_\theta$ - esbelteza circunferencial normalizada

$\bar{\lambda}_\tau$ - esbelteza tangencial normalizada

$\alpha_x$ - fator de imperfeição meridional elástico

$\bar{\lambda}$ - coeficiente de esbelteza

$\Delta M_{y,Ed}$ - acréscimo de momento fletor

$\Delta_{wy}$ - amplitude de imperfeição

$\mu$ - viscosidade dinâmica

$\mu_j$ - função da deformada de flexão da estrutura no modo j

ASCE- American Society of Civil Engineers

$\varepsilon$ - taxa de dissipação de energia cinética turbulenta

$\varepsilon_0$ - fator de largura de banda das velocidades do vento onde ocorrem vibrações por desprendimento de vórtices

$\ell$ - comprimento do elemento

$\phi$ - ângulo entre a direção do vento e um determinado ponto da secção transversal



$\phi_i$ - ângulo de encurvadura

$\alpha$ - coeficiente de dilatação térmica (Capítulo 8); fator de cálculo da EN 1993-3-2 (Capítulo 5.4.2); fator de encurvadura (Capítulo 7.5)

$\Gamma_k$ - difusividade efetiva de  $k$

$\gamma_{M0}$ - coeficientes de regulamentação

$\Gamma_\omega$ - difusividade efetiva de  $\omega$

$\delta$ - espessura da camada limite (Capítulo 2); coeficiente de amortecimento estrutural (Capítulo 2.8); decremento de amortecimento (Capítulo 5.3.5)

$\delta_a^S$ - amortecimento de um escoamento estacionário

$\delta_a^T$ - amortecimento de um escoamento turbulento

$\zeta$ - amortecimento estrutural

$\eta$ - valor médio quadrático da amplitude

$\eta_B$ - solução aleatória

$\eta_N$ - solução sinusoidal

$\lambda$ - comprimento de onda (Capítulo 5.2); esbelteza (Capítulo 7)

$\lambda_1$ - esbelteza de referência

$\mu$  - Razão entre massas (Capítulo 3)

$\nu$ - coeficiente de poisson (Capítulo 8.1)

$\nu$ - frequência de passagens ascendentes (Capítulo 5.3.7)

$\nu$ - viscosidade cinemática (Capítulo 8.2)

$V_{crit}$ - velocidade crítica

$\xi$ - fator de amortecimento

$\rho$ - a massa volúmica do ar

$\sigma_{eq,Ed}$ - tensão resultante de dimensionamento

$\sigma_{eq,Rd}$ - tensão resultante resistente

$\sigma_k, \sigma_\omega$ - números de Plandtl

$\sigma_v$ - desvio padrão

$\sigma_{x,Ed}$ - tensão meridional de calculo

$\sigma_{x,Rcr}$ - tensão crítica meridional

$\sigma_{x,Rr}$ - tensão meridional resistente

$\sigma_{\theta,Ed}$ - tensão circunferencial de cálculo

$\sigma_{\theta,Rcr}$ - tensão crítica circunferencial

$\sigma_{\theta,Rd}$ - tensão circunferencial resistente

$\tau$ - tensões de natureza viscosa

$\tau_0$ - tensão superficial de corte

$\tau_{Ed}$  é a tensão tangencial máxima

$\tau_{x\theta,Ed}$ - tensão tangencial de cálculo

$\tau_{x\theta,Rcr}$ - tensão crítica tangencial

$\tau_{x\theta,Rd}$ - tensão tangencial resistente

$\Phi_{i,y}(s)$ - configuração modal normalizada da estrutura deslocamento máximo de valor unitário

$\chi$ - fator de redução para o modo de encurvadura

$\chi_i$ - fatores de redução

$\psi_i$ - coeficientes da ação

$\psi_\lambda$ - coeficiente de efeitos de extremidade

$\omega$ - comprimento de casca adimensional

$\rho \vec{u}$ - massa que entra no sistema

## Acrónimos

CFD- Dinâmica de fluidos computacional (Computational Fluid Dynamics)

DNS-Simulação numérica direta (Direct Numerical Simulation)

ELS- Estado Limite de Serviço

ELU- Estado Limite Ultimo

ESDU – *Engineering sciences data unit*

FD- forças produzidas na direção paralela à de propagação do fluxo

FDM- método de diferenças finitas (Finite Difference Method)

FEM- método de elementos finitos (finite element method)

FVM- método de volumes finitos (finite volume method)

LES- Simulação das grandes escalas (Large Eddy Simulation)

RANS- Equações de Navier-Stokes com média de Reynolds (Reynolds-Averaged Navier-Stokes Equation)

TLD- Amortecedores de líquido sintonizado

TMD- amortecedor de massa sintonizado

## Abreviaturas

Ec1- Eurocódigo 1; EN1991

Ec3- Eurocódigo 3; EN1993

Fig.- Figura



# 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1. GENERALIDADES

Aliado ao desenvolvimento das telecomunicações surge a necessidade de expansão da rede. A instalação de torres confronta, no quotidiano, uma variabilidade expressiva de cenários e condições de implementação, exigentes de uma excelência de projeto e modelação rigorosa.

É visível a diversidade de soluções. Sujeita às restrições de projeto, condições atmosféricas, ambientais e localização, são várias as tipologias de torres de entre as quais as tubulares e treliçadas se destacam.

O interesse geral revê-se na altura. Alturas elevadas de torres potenciam um maior alcance do sinal da rede. No entanto esbelteza é agravada, podendo comprometer a segurança da estrutura quando sob influência de escoamentos turbulentos.

Normalmente limitadas em dimensões, as torres tubulares não excedem os 4 m de diâmetro sendo a altura condicionada pelas características do projeto e local de implantação.

O culminar da conjugação entre a parcela económica com a eficiência representa o ponto de partida para otimização estrutural. Espessura reduzida e altura considerável, conjugadas, comportam os requisitos fundamentais. No entanto, há que dar especial atenção ao dimensionamento destas variantes.

É de reportar, nos últimos anos, uma série de acidentes associados a torres esbeltas. As vibrações induzidas pelo vento, quando atuantes em períodos significativos, desencadeiam uma resposta dinâmica na torre que poderá levá-la à rotura por fadiga. Neste pressuposto, considera-se pertinente e indispensável um estudo completo do comportamento dinâmico estrutural e, sempre que necessário, atender aos efeitos de segunda ordem.

### 1.2. SÍNTESE DE OBJETIVOS

O principal objetivo deste trabalho decai na interpretação e estudo da influência do efeito do vento sob estruturas tubulares altas, dando relevância às torres tubulares de telecomunicações.

Atribuída especial atenção ao efeito de desprendimento de vórtices, requer-se a otimização de uma torre tubular de telecomunicações, de secção circular constante, projeto já implementado e finalizado, da autoria da *Metalgalva*. O interesse visa, para as mesmas condições de projeto e um novo valor de espessura, obter uma torre viável com cumprimento da totalidade das verificações de segurança exigidas. Apesar de neste trabalho algumas serem à partida dadas como cumpridas pela *Metalgalva*. Para tal elege-se uma solução de cintas helicoidais.

### 1.3. ESTRUTURA DO TRABALHO

Na engenharia, os riscos de uma falha podem ser catastróficos. Com isto, há que conhecer, perceber e considerar todos os fenómenos envolvidos, valorizando um dimensionamento cuidado reflexo do leque de restrições e procedimentos normativos exigidos.

Subdividido em capítulos, este trabalho procurou, em primeiro lugar, estudar e compreender os fenómenos inerentes ao vento e condicionantes no caso em estudo.

Feito o enquadramento do tema da presente dissertação cabe ao segundo capítulo a análise do desprendimento de vórtices, com caracterização do fenómeno e parâmetros envolventes.

Numa tentativa de tentar mitigar o problema, no terceiro capítulo expõe-se uma série de medidas para a redução das vibrações.

Como exigência deste trabalho temos a implementação de cintas helicoidais, daí um capítulo quarto totalmente restrito às mesmas.

O vento é tratado no quinto capítulo. Numa primeira fase salienta-se a sua relação com o terreno e altura, estudando a influência da turbulência periódica. Para integração normativa detalha-se o processo de cálculo do  $E_{c1}$ .

A complexidade de projetos aliada a exigentes processos de cálculo, requerem a adoção de softwares especializados. Para sistemas de escoamento e análise de fluxos o CFD é uma ferramenta de resposta de alto nível, abordada no sexto capítulo onde também se destacam alguns modelos de turbulência.

No capítulo sete abordam-se os processos de dimensionamento estrutural e a verificação de segurança.

O processo de cálculo do caso em estudo é expresso no oitavo capítulo.

Por fim, ao nível do nono capítulo é abordado o processo de simulação com recurso aos softwares *Ansys* e *Solidworks*.

## 2

## DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES – O FENÓMENO E INFLUENTES

### 2.1. PRINCIPAIS CONDICIONANTES – BASE DOS PROBLEMAS

Qualquer estrutura sob influência de um escoamento de fluidos está sujeita a desenvolver interferências várias, responsáveis pela ocorrência de vibrações. A maior expressividade das últimas resulta, por vezes, em danos de fadiga.

Caracterizada pela diminuição da resistência do elemento, a fadiga é a responsável pela introdução de fendas, evolutivas com o ciclo de carga da estrutura. A rotura é sinónimo de fadiga extrema. Nestas situações, as variações constantes de tensão, levam ao aparecimento de porções estruturais debilitadas, os pontos críticos. É ao nível destes que, com o tempo, se observa a interrupção da transferência de esforços no elemento estrutural.

A análise da evolução de um escoamento padrão salienta a alteração das características deste, com a proximidade às fronteiras sólidas. O fluxo, junto às paredes, experimenta um gradiente de velocidades considerável fruto da viscosidade. A condição de não deslizamento na fronteira e a presença de velocidades significativas na vizinhança fomenta a variação expressiva da velocidade numa extensão reduzida, o que interfere com os níveis de pressão, que aumentam.

Todo este fenómeno provém da influência da viscosidade no movimento das partículas fluídicas. L.PRANDTL designou a região descontínua do escoamento por camada limite. Esta prolonga-se desde os pontos de velocidade mínima (corpo) até à máxima (velocidade do fluxo), extensão conhecida como a espessura, expressa por: (Tietjens, 1934)

$$\begin{cases} \frac{\partial v_1}{\partial t} + v_1 \frac{\partial v_1}{\partial x_1} + v_2 \frac{\partial v_1}{\partial x_2} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p(x_1, t)}{\partial x_1} + \nu \frac{\partial^2 v_1}{\partial x_2^2} \\ \frac{\partial v_1}{\partial x_1} + \frac{\partial v_2}{\partial x_2} = 0 \end{cases} \quad (2.1) \text{ e } (2.2)$$

A velocidade no interior da camada é  $v_1$ , sendo  $V_1$  a velocidade no exterior. O rácio  $\frac{\partial v_1}{\partial x_1}$  é da ordem de grandeza de  $\frac{V_1}{L}$ , em que  $L$  é a dimensão do corpo.  $\frac{\partial v_1}{\partial x_2}$  tem a ordem de grandeza de  $\frac{V_1}{\delta}$ , sendo  $\delta$  a espessura da camada limite.  $x_1$  é referente à direção paralela à fronteira do corpo e  $x_2$  à direção perpendicular.

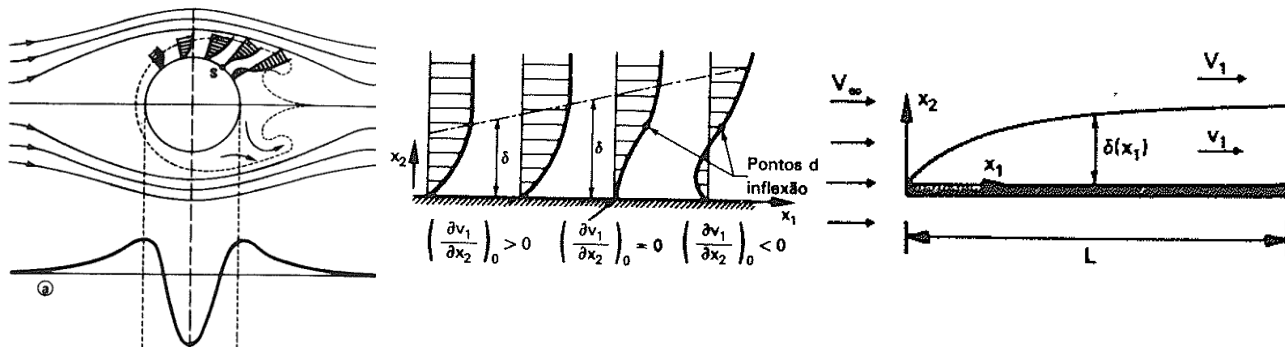


Fig. 1 - Fenómeno de separação da camada limite e distribuição de pressões; Distribuição de velocidades; camada limite (Barbosa, 1985)

Também Prandtl verificou que o movimento de um fluido, fora da vizinhança de paredes sólidas, podia ser representado por um movimento irrotacional, de viscosidade desprezável, sendo apenas influente a viscosidade na camada limite.

O fenómeno da separação, retratado pelo retrocesso do escoamento junto á fronteira, direciona o movimento das partículas para o exterior, provocando um desvio destas da vizinhança da parede e consequente aumento de espessura da camada limite a jusante. Este associa-se à formação de turbilhões, com apreciáveis perdas de energia. Um escoamento retardado é estabelecido a partir do ponto de separação, onde o aumento de pressão imposto às partículas com baixas reservas de energia cinética, (despendida a montante ao vencer as forças de atrito na camada limite), implementa um movimento na direção oposta ao escoamento. As linhas de corrente do escoamento separam-se da superfície do corpo formando bolhas de recirculação ou esteiras. A análise de perfis de velocidades na camada limite permite concluir que tal ocorre quando a curvatura junto á fronteira é contrária à do exterior da camada, havendo portanto uma inflexão. As perturbações do escoamento derivam da interferência de três regiões de cisalhamento, representadas em seguida (Tietjens, 1934).

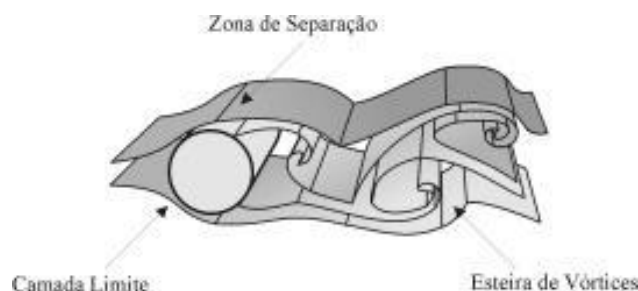


Fig. 2 - Regiões de um escoamento em torno de um corpo cilíndrico (Almeida, 1999)



O crítico advém do desprendimento dos vórtices, condicionado pela geometria do elemento atravessado (forma, altura, diâmetro) e parâmetros do escoamento, número de Reynolds e Strouhal, que produz variações no padrão da esteira.

## 2.2. NÚMERO DE REYNOLDS

O número de Reynolds é a grandeza que relaciona as forças de inércia com as viscosas:

$$Re = \frac{DV}{\nu} \quad (2.3)$$

onde  $V$  (m/s) é a velocidade média da corrente longe da interferência do corpo;  $\nu$  a viscosidade cinemática ( $\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ) fruto da razão entre  $\mu$  e  $\rho$  e  $D$  a dimensão característica do objeto. As variações de  $Re$  alteram a configuração da esteira influenciando o regime de desprendimento de vórtices. O aumento de  $Re$  acentua a instabilização do escoamento a jusante do elemento, como se pode observar na Fig.3.

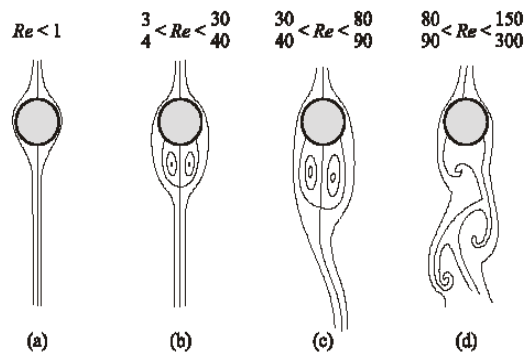


Fig. 3 - Regime de escoamento em torno de cilindro finito (Gersten, 1983)

Escoamentos com Reynolds inferiores à unidade não apresentam alterações significativas da camada limite. A partir de valores  $3 \leq Re \leq 40$  já se observam duas bolhas de recirculação. No entanto, ambas as situações incluem esteiras simétricas e estáveis. O mesmo não ocorre para valores superiores. Passa a estabelecer-se assimetria e oscilações, com a possibilidade de atingir esteiras sinuosas. Cenário extremo coincide com a esteira de Von Kármán, onde vórtices surgem alternadamente de lados opostos do corpo, sem haver mistura com o escoamento exterior. É estabelecido um regime de desprendimento de vórtices que segundo Gerrard (1966) se revê na sequência de acontecimentos, representados na Fig. 4:

- 1º- Formação de novo vórtice (B) numa das extremidades do corpo cilíndrico;
- 2º- O vórtice mais desenvolvido (A) torna-se mais energético atraindo o recém-criado (B);
- 3º- Com vorticidade oposta, B, interrompe o fornecimento de vorticidade a A;
- 4º- Desprendimento do vórtice maior (A) e simultâneo aparecimento de um novo vórtice (C);

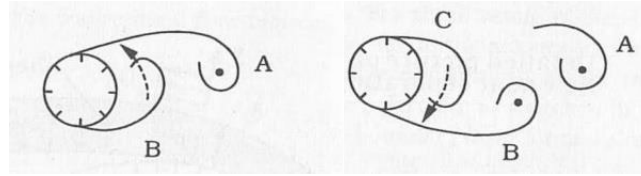


Fig. 4 - Processo de formação de vórtices (J. H. Gerrard, 1966)

### 2.3. LOCK-IN

O fenómeno Lock-in advém de uma situação de igualdade de frequência, a de desprendimento de vórtices e a própria da estrutura. (Simiu e Scanlan, 1996)

A ocorrência de vortex shedding caracterizada pelo desprendimento não sincronizado de vórtices, gera uma série de ciclos de pressões alternadas nas paredes da estrutura responsáveis pelo aparecimento de vibrações transversais, à direção do escoamento, na mesma. Quando a frequência de desprendimento iguala a frequência própria da estrutura as vibrações aumentam e os deslocamentos da estrutura agravam-se, verificando a igualdade:

$$\frac{fD}{U_{crit.}} = St \quad (2.4)$$

A sincronização escoamento-estrutura mantém-se na mesma frequência para um determinado intervalo de velocidades de escoamento. Deste modo é a frequência da estrutura a responsável pelo controlo do efeito de desprendimento e não a frequência obtida pelo número de Strouhal.

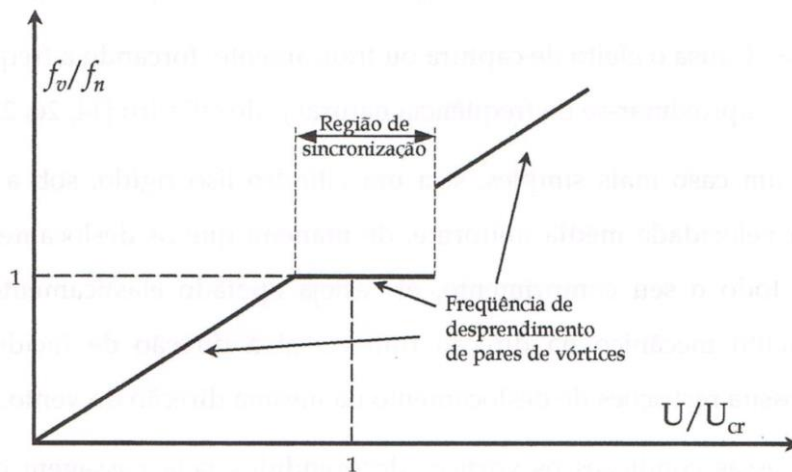


Fig. 5 - Fenómeno de lock-in (Blessmann, 2005)

O lock-in, também designado por sincronização, ocorre para velocidades reduzidas (Cap. 2.4) calculadas de acordo com a frequência e dimensões próprias da estrutura ( $U_{r(cr)} \approx 5$ ), produzindo uma espécie de “carregamento transversal extra de vento”. Este caracteriza-se por uma componente de inercia proporcional à aceleração estrutural e amortecimento proporcional à velocidade. Sendo a primeira, na maioria dos casos, desprezada, por insignificância de valores, a componente de amortecimento, uma vez

negativa (difunde-se na direção transversal à direção do vento), é compatível com um decréscimo dos coeficientes de amortecimento. Fator este que fomenta a instabilidade na direção transversal por desprendimento de vórtices e até mesmo, para velocidades superiores  $U_r \approx 11$ , instabilidades de galope, de maior escala, não abordados no âmbito desta dissertação.

## 2.4. VELOCIDADE REDUZIDA

Sob influência de um escoamento previamente conhecido, uma estrutura, condicionada pelas próprias limitações elásticas, geométricas e de amortecimento, é portadora de uma lei de movimento, a trajetória.

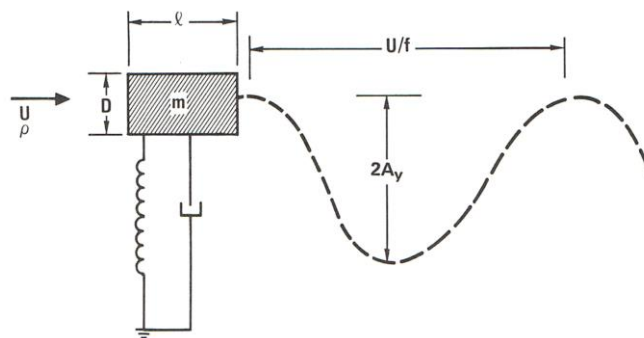


Fig. 6-Vibração de um modelo amortecido de 2 dimensões (Blevins, 2001)

Num cenário de vibrações estáveis (como o representado na Fig.6), de frequência igual á da estrutura ( $f$ ) conhece-se à partida a extensão da trajetória,  $U/f$ , e a respetiva amplitude de vibração,  $A_y$  -  $U$  é a velocidade do escoamento. A razão entre a extensão da trajetória por ciclo e a dimensão do modelo define-se por velocidade reduzida.

$$U_r = \frac{U}{fD}; \quad (2.5)$$

Para valores baixos de velocidade a interação fluido-estrutura é máxima. Uma vez estabelecida a velocidade crítica ( $U_{crit} = fD/St$ ) tem-se (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)):

$$U_r = \frac{U_{crit}}{fD} \Leftrightarrow U_{r(crit)} = \frac{1}{St} \quad (2.6)$$

## 2.5. OVALIZAÇÃO

A evolução da construção em altura conduziu ao aparecimento de estruturas metálicas de paredes pouco espesas e grande elevação. A deformação ao nível da casca, potenciada pelas finas espessuras, acoplada ao amortecimento reduzido tornam estes elementos suscetíveis a fenómenos de ovalização.

A ovalização tanto pode advir da ação estática como dos fenómenos dinâmicos do vento. A ovalização estática é reflexo da variação das pressões do vento na superfície da casca da secção transversal. A distribuição destas pressões em torno da secção de uma torre circular é representada por: (CICIND, 2002)

$$p_0 \cdot (-0.823 + 0.448 \cos \Phi + 1.115 \cos 2\Phi + 0.400 \cos 3\Phi - 0.113 \cos 4\Phi - 0.027 \cos 5\Phi) \quad (2.7)$$

com  $p_0 = 0,5\rho v^2$  e  $\Phi$  como sendo o ângulo entre a direção do vento e um determinado ponto da secção transversal.

O termo  $(-0.823p_0)$ , independente do ângulo de incidência, origina uma força de sucção através da tração que impõe à secção vertical. Todas as outras parcelas representam as pressões na direção do vento responsáveis pelas distorções observadas na secção transversal.

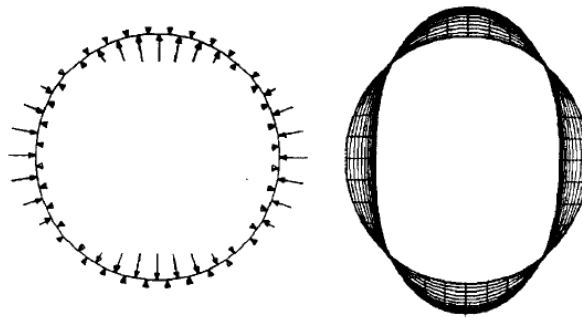


Fig. 7- Pressões impostas e deformações da secção transversal por efeito do termo  $p_0 1.115 \cos 2\Phi$  (CICIND Appendices , 2002)

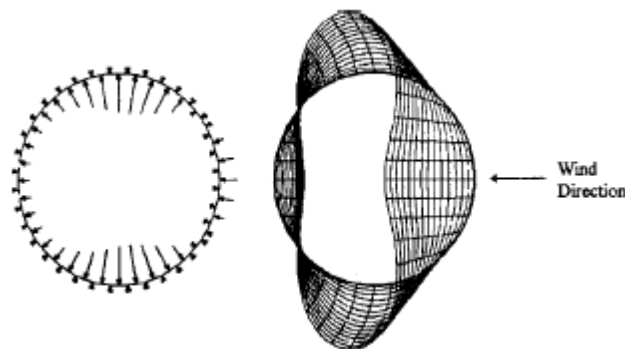


Fig. 8- Pressões e deformações totais na secção transversal (CICIND Appendices , 2002)

O mais comum é a modificação da forma circular da secção, para oval. Esta transição observada entre a base e o topo em conjunto com a flexão longitudinal que o elemento sofre em altura, é responsável pela alternância de pressões.

A ovalização não se restringe somente às secções transversais, afetando a estrutura ao nível da base. Para diferentes geometrias, alturas, velocidades e direções de escoamento, o comportamento estrutural altera-se mediante os estados de tensão gerados (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)).

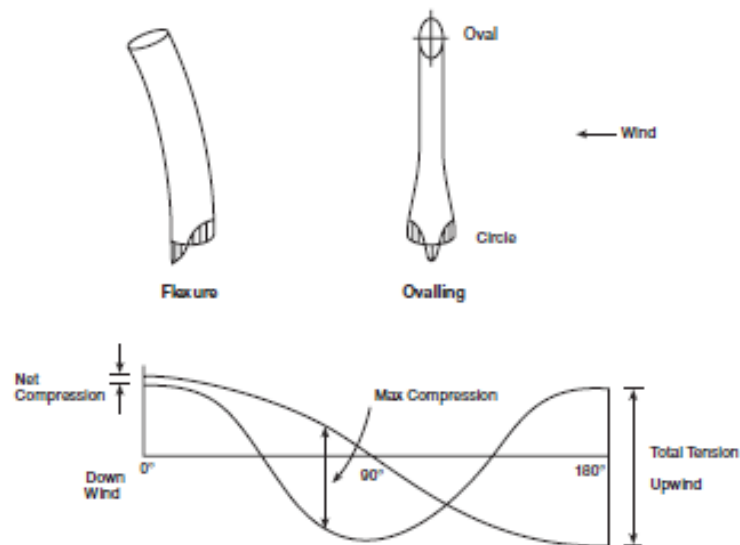


Fig. 9- Estados de tensão na base do elemento (CICIND Appendices, 2002)

A variação em altura das pressões do vento produz, ao nível das secções transversais de elementos cilíndricos, momentos fletores. Se o vento incidir na secção com um ângulo  $\Phi$  o momento obtém-se por: (CICIND Appendices, 2002)

$$m_{0(máx)} = \frac{1.115}{4} \cdot R^2 \cdot p_0 \cdot \cos 2\Phi \quad (2.8)$$

Com um máximo observado:

$$m_{0(máx)} = 0.07 \cdot p_0 \cdot D^2 \quad (2.9)$$

Onde  $\frac{1}{R}$  é a curvatura do elemento devida ao efeito das pressões do vento sobre o mastro.

## 2.6. REGIMES DE ESCOAMENTO

O regime de escoamento, como visto anteriormente, aparece diretamente associado às características do mesmo. Reynolds foi o pioneiro, comprovando a existência de três distintos fenómenos, observáveis em qualquer fluxo, dependentes de três parâmetros fundamentais. Velocidade, dimensão e viscosidade.

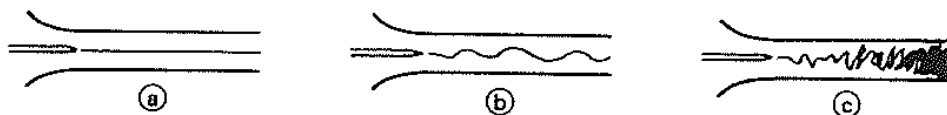


Fig. 10- Regimes de escoamento observáveis na experiencia de Reynolds (Barbosa, 1985)

Para dispositivos de estudo de escoamento idênticos, velocidades reduzidas associam-se a escoamentos laminares (a), velocidades mais acentuadas fomentam um regime sinuoso com oscilações - escoamento

transitório (b) – velocidades ainda superiores originam interrupções na linha de fluxo, espalhando as partículas fluidas em movimentos transversais desordenados, criando um regime irregular, escoamento turbulento. Na sequência das imagens que se seguem é possível observar a evolução da zona viscosa com o aumento do número de Reynolds.

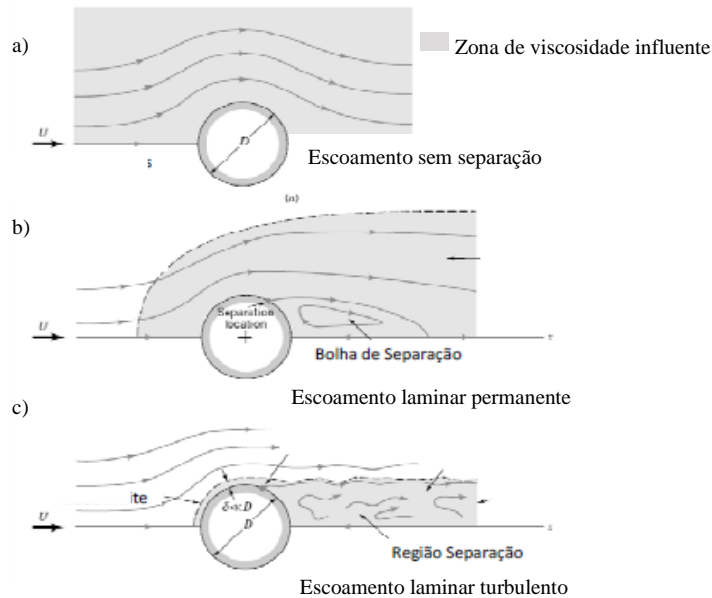











Fig. 11- Escoamento em torno de um cilindro com evolução da zona de viscosidade: escoamento com número de Reynolds a) baixo; b) médio e c) elevado (Al-Shemmeri, 1988)

Sumer (1997) apoia-se neste parâmetro- número de Reynolds - para diferenciar nove padrões de escoamento. As ocorrências tabeladas correspondem a um escoamento estacionário com representação da esteira de um cilindro. A gama de intervalos de Reynolds apresentada por Sumer, não é encarada como única. Outros autores, como Lienhard (1966) apresentam variações da mesma.

Quadro 1- Regimes de escoamento em torno de cilindro sob influência do número de Reynolds (Sumer, 1997)

	<b>Regime sem separação</b> -Não há separação da camada limite; -Sem formação e desprendimento de vórtices;	$Re < 5$
	<b>Regime laminar permanente</b> -Par fixo de vórtices simétricos na esteira;	$5 < Re < 40$
	<b>Regime de desprendimento laminar de vórtices</b> -Desenvolvimento de instabilidades na zona de recirculação a jusante da bolha;	$40 < Re < 200$
	<b>Regime de transição da esteira</b> -Passagem para regime turbulento; -Variação da frequência de desprendimento;	$200 < Re < 300$
	<b>Regime subcrítico</b> -Esteira totalmente turbulenta; -Separação da camada limite laminar; -Definição da camada cisalhante –região compreendida até à formação de vórtices	$300 < Re < 3 \times 10^5$
	<b>Regime crítico</b> -Assimetria de escoamento; -Lados opostos dos cilindros com camadas limites distintas (laminar e turbulenta) sob constante alternância	$3 \times 10^5 < Re < 3,5 \times 10^5$
	<b>Regime supercrítico</b> -Camada limite parcialmente laminar e parcialmente turbulenta; -Turbulenta em ambos os pontos de separação; -Espessura de esteira reduzida origina frequências de desprendimento elevadas;	$3,5 \times 10^5 < Re < 1,5 \times 10^6$
	<b>Regime de transição da camada limite</b> -Camada limite completamente turbulenta num lado e parcialmente laminar, parcialmente turbulenta no outro;	$1,5 \times 10^6 < Re < 4 \times 10^6$
	<b>Regime transcrito</b> -Camada limite totalmente turbulenta nos dois lados	$4 \times 10^6 < Re$

## 2.7. NÚMERO DE STROUHAL

Para alguns escoamentos, a formação de esteiras é bastante ativa, sendo necessário um estudo de frequência de emissão de vórtices, associado às características do fluxo. O número de Strouhal ( $St$ ) é o parâmetro, adimensional, utilizado:

$$St = \frac{fD}{U} \quad (2.10)$$

Sendo  $f$  a frequência normalizada de desprendimento de vórtices de Von Kármán,  $D$  a dimensão (diâmetro) do corpo e  $U$  a velocidade do escoamento. O número de Strouhal aparece relacionado com o número de Reynolds, segundo Fey (1998), através da lei  $St = St^* + \frac{m}{\sqrt{Re}}$ , aplicada a partir do início da vorticidade.  $St^*$  e  $m$  são coeficientes característicos para diferentes gamas de números de Reynolds,

adotados de acordo com a regressão aplicada. Documentada por Sumer e Fredsoe (1997) é expressa a relação  $St-Re$  no gráfico.

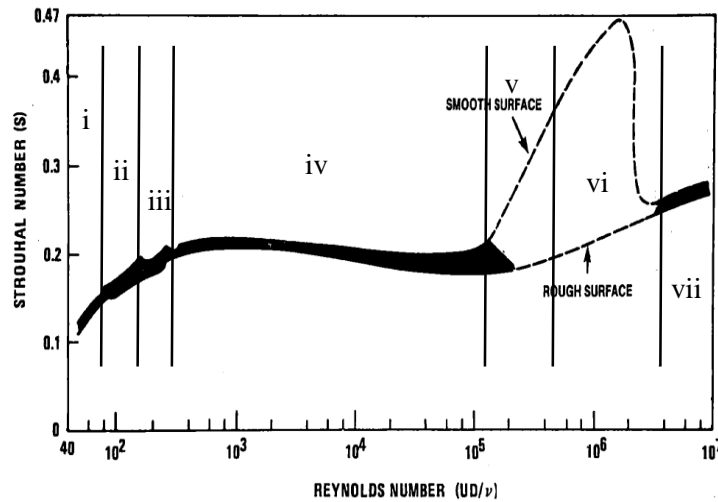


Fig. 12- i.Região instável; ii.Regime laminar de desprendimento de vórtices; iii.Regime de transição; iv.Regime subcrítico; v.Regime crítico; vi.Regime supercrítico; vii.Regime Transcrítico; (Blevins, 2001)

Como se pode constatar, a mudança de regime de escoamento fomenta notáveis variações do desprendimento. Uma fase subcrítica de fluxo é associada a um  $St \approx 0,2$ . Para valores no intervalo  $40 < Re < 200$ , Roshko (1995), estima um  $St \approx 0,21(1-21/Re)$ . O traçado ascendente de pico coincide com um regime crítico.

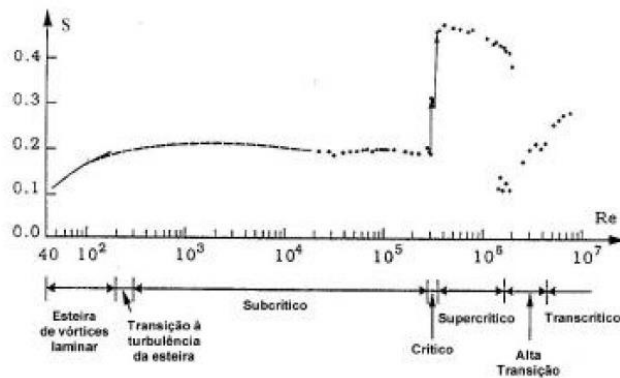


Fig. 13- Regimes de desprendimento e relação  $Re-St$  (Sumer, 1997)

De salientar é a provável inconstância do número de Strouhal ao longo da altura do corpo (obstáculo) derivada da não uniformidade dos perfis de velocidades. Associado a  $St$  surge o conceito de velocidade crítica caracterizada pela condição de igualdade entre a frequência natural da estrutura e a frequência de desprendimento (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)).

$$v_{crit} = \frac{f_{est} \cdot D}{St} \quad (2.11)$$



Tal cenário promove a entrada em ressonância da estrutura, difundindo as amplitudes de vibração, podendo, em caso extremo progredir até ao colapso- lock-in – como pormenorizado em [2.3].

## 2.8. NÚMERO DE SCRUTON

A tendência de uma estrutura apresentar um comportamento dinâmico fruto da excitação imposta por um escoamento é condicionada pelo amortecimento e rigidez da mesma. Esta propensão que desencadeia vibrações no corpo estrutural é expressa pelo número de Scruton, também designado amortecimento reduzido:

$$Sc = \frac{2\delta m_e}{\rho D^2} \quad (2.12)$$

também sob a forma de:

$$Sc = \frac{2(2\pi\xi)m_e}{\rho D^2} \quad (2.13)$$

Com

$$\xi = \frac{\text{Energia dissipada por ciclo}}{4\pi \times \text{Energia total da estrutura}} \quad (2.14)$$

$m_e$  é referente á massa equivalente por unidade de comprimento;  $\delta$  o coeficiente de amortecimento estrutural;  $\rho$  a massa volúmica do ar;  $D$  o diâmetro do cilindro;  $\xi$  o fator de amortecimento;

Em estruturas lineares com amortecimento viscoso,  $2\pi\xi$  equivale ao logaritmo do rácio das amplitudes de dois ciclos sucessivos -  $\ln\left(\frac{y_n}{y_{n+1}}\right)$ .

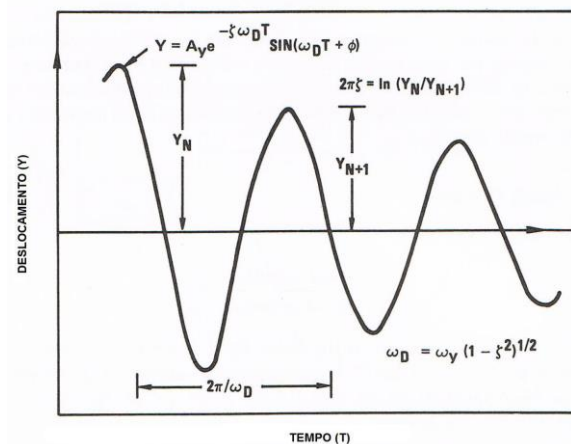


Fig. 14- Amortecimento dos deslocamentos estruturais de uma estrutura com amortecimento viscoso;  $\omega_Y$  - frequência natural (Blevins, 2001)

É possível estabelecer relações entre a intensidade da turbulência e o número de Scruton através dos gráficos abaixo. Em a)  $\delta_a^T$  representa o amortecimento para um escoamento turbulento e  $\delta_a^S$  o amortecimento para um escoamento estacionário – pressão e velocidade constantes no tempo, em cada ponto.

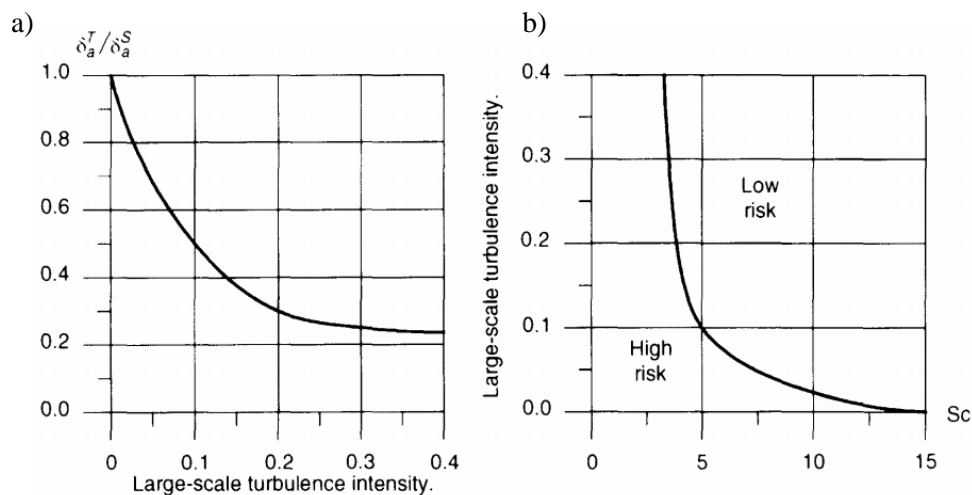


Fig. 15- a) Relação  $\delta_a^T / \delta_a^S$  com intensidade de turbulência; b) Relação intensidade de turbulência com Sc;

No capítulo 5 é abordada em pormenor a intensidade da turbulência.

Como é visível os números de Scruton elevados e/ou altas intensidades de turbulência reduzem o risco de indução violenta de vórtices. Dyrbye e Hansen estimaram que para  $Sc > 20$  o risco de ressonância não é posto em causa por sua vez, para valores  $Sc < 10$  o mesmo toma proporções elevadas (Dyrbye e Hansen, 1999).

## 2.9. COEFICIENTES DE FORÇA

A incidência de um escoamento, de velocidade conhecida, num obstáculo gera um cenário de pressões na superfície do mesmo, com variações expectáveis no decorrer do tempo. A par, a ocorrência de desprendimento alternado de vórtices, de ambos os lados do cilindro, promove a oscilação do campo de pressões. A força do fluido a montante sobre o corpo não é suficiente para arrastar as camadas limite na região a sotavento, ocorrendo a separação. Formados e libertados alternadamente, os vórtices, aliados às pressões na superfície do elemento, vão interferir com o movimento da estrutura na direção transversal.

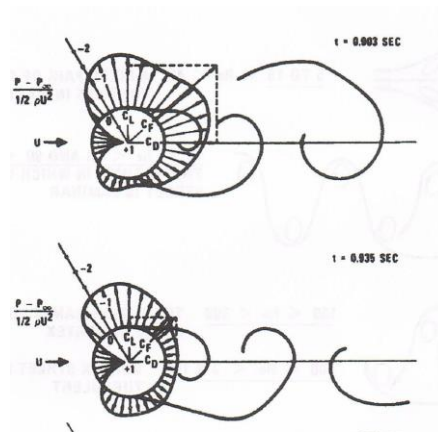


Fig. 16- Campo de pressões em cilindro rígido acompanhando desenvolvimento da esteira; (Blevins, 2001)

Sendo a pressão determinada por:

$$p = \frac{1}{2} \rho_{ar} U^2 \quad (2.15)$$

Com uma velocidade longitudinal constituída por duas componentes, uma média  $\bar{U}(z)$  e outra turbulenta  $u(z, t)$ , segundo a expressão  $U(z, t) = \bar{U}(z) + u(z, t)$ - capítulo 5. Considerando agora a totalidade da área de incidência do escoamento, as forças produzidas nas direções paralela (FD) e perpendicular (FL) à de propagação representam-se:

$$FD = \frac{1}{2} \rho_{ar} U^2 \cdot C_D A_{ref} \quad (2.16)$$

$$FL = \frac{1}{2} \rho_{ar} U^2 \cdot C_L A_{ref} \quad (2.17)$$

O parâmetro  $A_{ref}$  representa a área de referência, superfície projetada.

$C_D$  é o coeficiente de arrasto (Drag) enquanto  $C_L$  o coeficiente lateral ou de sustentação (Lift). É de realçar que o ultimo se associa a um movimento de ascensão do corpo, característico do observado ao nível das asas dos aviões.

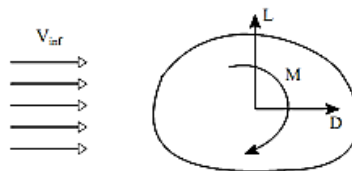


Fig. 17- Interação fluido-estrutura - Forças

Na figura o momento M deriva dos desvios das forças relativamente ao centro de rotação do elemento. Temos então que um coeficiente de força é determinado pela expressão:

$$C_F = \frac{F}{\frac{1}{2} \rho_{ar} U^2 \cdot A} \quad (2.18)$$

$F$  é a força teórica imposta no corpo.

Para vários cenários de turbulência, na figura seguinte, relaciona-se o número de Reynolds com os coeficientes de força.

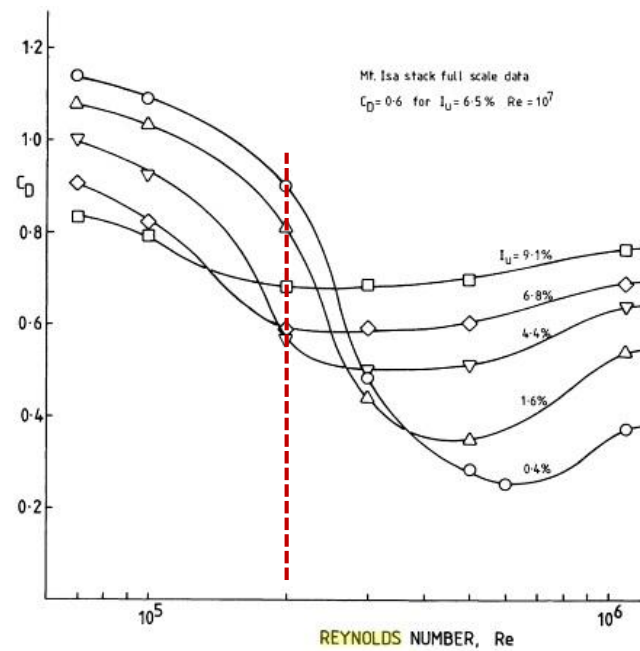
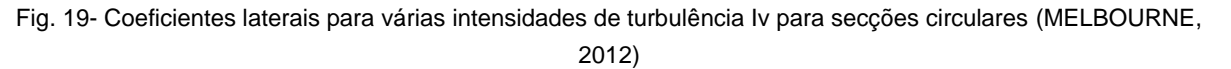


Fig. 18- Coeficiente de arrasto para várias intensidades de turbulência  $I_u$  em secções circulares (MELBOURNE, 2012)

Observa-se um decréscimo do coeficiente de arrasto para números de Reynolds entre subcríticos e críticos assim como um ligeiro incremento para números de Reynolds supercríticos. A diminuição mais significativa ocorre para turbulências menores em números de Reynolds baixos. O aumento da turbulência está portanto diretamente ligado ao regime de escoamento e evolução da esteira a jusante do obstáculo. A diminuição de  $C_D$  coincide com a redução da esteira.



A geometria e rugosidade são outros dois parâmetros influentes na variação dos coeficientes de força. Polígonos quadrangulares tem  $C_L$  constantes, secções circulares observam um decaimento em regimes críticos de escoamento e ligeiros incrementos em períodos supercríticos.





# 3

## ALTERNATIVAS PARA REDUÇÃO DE VIBRAÇÕES – AÇÕES MITIGADORAS

Com vista na eficiência e durabilidade estrutural, cabe á engenharia solucionar, comprovar e aplicar metodologias de controlo que salvaguardem as estruturas em altura. Os efeitos desastrosos das vibrações críticas agravadas pelo fenómeno de desprendimento de vórtices, a alternância de pressões ao nível das secções, os deslocamentos expressivos dos mastros, as curvaturas produzidas e os esforços provocados na estrutura necessitam de um controlo especial conseguido não só com a manipulação dos parâmetros amortecimento e ressonância como pela inserção de dispositivos aerodinâmicos (Barros e Preumont, 2010).

### 3.1. ALTERAÇÃO DO AMORTECIMENTO

O grau de amortecimento condiciona significativamente o comportamento da estrutura, como se pode constatar da análise da Fig.21. Elevados números de Scruton observam um pico de resposta mínima para  $U/f_n d$  entre 5,2 e 5,3.

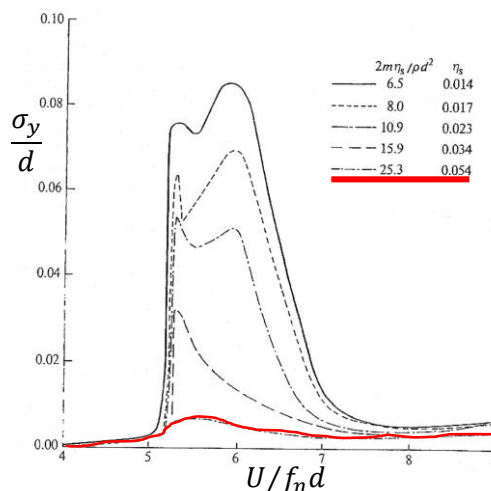


Fig. 21- Influência da taxa de amortecimento na resposta de uma estrutura (Scruton, 1981)

A alteração do amortecimento estrutural pode ser obtido através de duas metodologias, ou alterando o amortecimento interno ou por adição de elementos viscoelásticos. Em alguns casos procede-se à substituição de materiais (Blessmann, 2005).

Quando os problemas são detetados já com a estrutura construída existe sempre a alternativa de associar um amortecedor de massa sintonizado (TMD). Este não é mais do que uma massa incrementada á estrutura, normalmente no topo, equipada com uma mola e amortecedor, que controla as vibrações. As reações atuantes sob a mola, uma vez de sentido oposto, atenuam e inibem o movimento oscilatório (Hartog, 1985).

A desvantagem de sistemas deste tipo está no facto dos mesmos se associarem apenas a um modo de vibração estrutural. Quando o cenário exigir o controlo de modos distintos, haverá que adicionar ao sistema um outro do mesmo género.

### 3.2. SUPRESSOR - DIMENSIONAMENTO

Um supressor não é mais do que um TMD sem amortecimento. Como tal, os seus dimensionamentos assemelham-se. A representação de um supressor pode fazer-se a partir de um modelo idêntico ao da Fig.22.

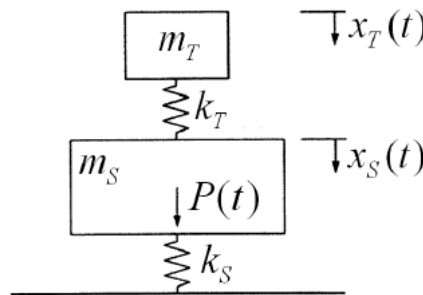


Fig. 22- Modelo de um TMD (Paredes, 2008)

Não mais do que um oscilador de 1 grau de liberdade, esta estrutura de massa ( $m_s$ ) e rigidez ( $k_s$ ), associada a um supressor de massa ( $m_T$ ) através de uma mola ( $k_T$ ). Todo o sistema é exposto a uma solicitação harmónica  $P(t)=P_0\sin(wt)$ .

Nestes termos, a frequência natural da estrutura ( $w_s$ ) é:

$$w_s = \sqrt{\frac{k_s}{m_s}} \quad (3.1)$$

e as respetivas equações de equilíbrio dinâmico:

$$m_s \ddot{u}_T + (k_s + k_T) \cdot u_s - k_T \cdot u_T = P_0 \sin(wt) \quad (3.2)$$

$$m_T \ddot{u}_T + (u_T - u_s) \cdot k_T = 0 \quad (3.3)$$



Conhecidos os deslocamentos e respetivas derivadas:

$$u_s = u_{s0} \cdot \text{sen}(wt); \dot{u}_s = w \cdot u_{s0} \cdot \text{cos}(wt); \ddot{u}_s = -w^2 \cdot u_{s0} \cdot \text{sen}(wt) \quad (3.4)$$

$$u_T = u_{T0} \cdot \text{sen}(wt); \dot{u}_T = w \cdot u_{T0} \cdot \text{cos}(wt); \ddot{u}_T = -w^2 \cdot u_{T0} \cdot \text{sen}(wt) \quad (3.5)$$

Sendo  $w^2 \cdot k = m$ , obtém-se as equações de movimento:

$$-m_s \cdot u_{s0} \cdot w^2 + (k_s + k_T) \cdot u_{s0} - k_T \cdot u_T = P_0 \quad (3.6)$$

$$-m_T \cdot w^2 \cdot u_{T0} + u_{T0} \cdot k_T - u_{s0} \cdot k_T = 0 \quad (3.7)$$

Partindo das seguintes definições de parâmetros:

- Deslocamento estático:  $u_{s,st} = \frac{P_0}{k_s}$
- Frequência natural da estrutura:  $w_s^2 = \frac{k_s}{m_s}$
- Frequência natural do supressor de vibrações:  $w_T^2 = \frac{k_T}{m_T}$
- Razão entre massas:  $\mu = \frac{m_T}{m_s}$

As igualdades anteriores assumem uma nova configuração:

$$\frac{u_{s0}}{u_{s,st}} = \frac{1 - \frac{w^2}{w_T^2}}{\left(1 - \frac{w^2}{w_T^2}\right) \left(1 + \frac{k_T}{k_s} \frac{w^2}{w_s^2}\right) - \frac{k_T}{k_s}} \quad (3.8)$$

$$\frac{u_{T0}}{u_{s,st}} = \frac{1}{\left(1 - \frac{w^2}{w_T^2}\right) \left(1 + \frac{k_T}{k_s} \frac{w^2}{w_s^2}\right) - \frac{k_T}{k_s}} \quad (3.9)$$

A simplificação adotada permite verificar que para razões  $\frac{w^2}{w_T^2} = 1$ , o deslocamento da estrutura ( $m_s$ ) é nulo. Isto significa a igualdade entre as frequências natural do supressor e da solicitação harmónica. Visto que o objetivo deste sistema é evitar a ressonância da estrutura ( $w_s = w$ ), estabelecida a relação  $w_s = w = w_T$ , estabelecem-se as relações:

$$w_T = w_s \Leftrightarrow \frac{k_T}{m_T} = \frac{k_s}{m_s} \Leftrightarrow \frac{k_T}{k_s} = \frac{m_T}{m_s} = \mu \quad (3.10)$$

O sistema passa a ser representado por:

$$\frac{u_{s0}}{u_{s,st}} = \frac{1 - \frac{w^2}{w_T^2}}{\left(1 - \frac{w^2}{w_T^2}\right) \left(1 + \mu \frac{w^2}{w_s^2}\right) - \mu} \quad (3.11)$$

$$\frac{u_{T0}}{u_{S,St}} = \frac{1}{\left(1 - \frac{w^2}{w_T^2}\right) \left(1 + \mu - \frac{w^2}{w_S^2}\right) - \mu} \quad (3.12)$$

De todo este processo conclui-se que a associação de um supressor de vibrações vem alterar os graus de liberdade do sistema para dois. As suas frequências naturais são determinadas considerando um deslocamento infinito, característico de um cenário de ressonância. Tal é conseguido pela igualdade do denominador, das expressões anteriores, ao valor nulo. Obtém-se:

$$\left(1 - \frac{w^2}{w_T^2}\right) \left(1 + \mu - \frac{w^2}{w_S^2}\right) - \mu = 0 \Leftrightarrow w_{1,2} = w_S \cdot \sqrt{\left(1 - \frac{\mu}{2}\right) \pm \sqrt{\mu + \frac{\mu^2}{4}}} \quad (3.13)$$

A resposta da estrutura face à razão de frequências “escoamento/estrutura” é apresentada na Fig 23. A interpretação do gráfico permite validar que, sem supressor, a ressonância ocorre para razões iguais a 1 (um) sendo que, a associação a um supressor, para a mesma razão de frequências, é característico de deslocamento nulo.

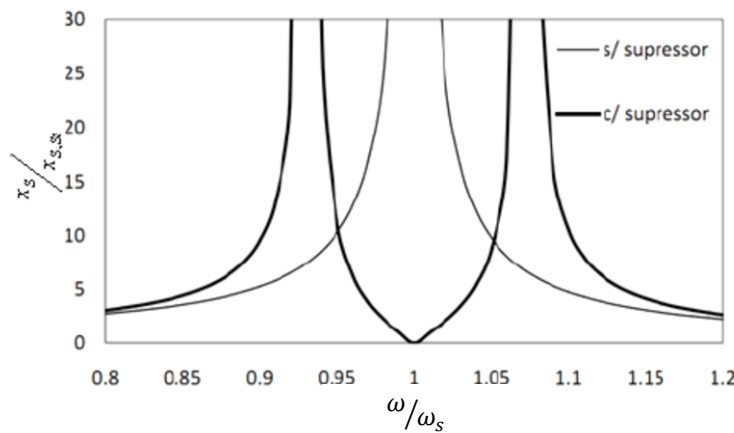


Fig. 23- Resposta da estrutura em termos de amplitude de deslocamento com e sem associação de supressor (Paredes, 2008)

### 3.3. TMD – DIMENSIONAMENTO

Análogo ao sistema anterior, o TMD apenas difere do supressor de vibrações por englobar um amortecimento. Pode representar-se de forma idêntica, pela adição de um amortecedor, conforme se observa no esquema:

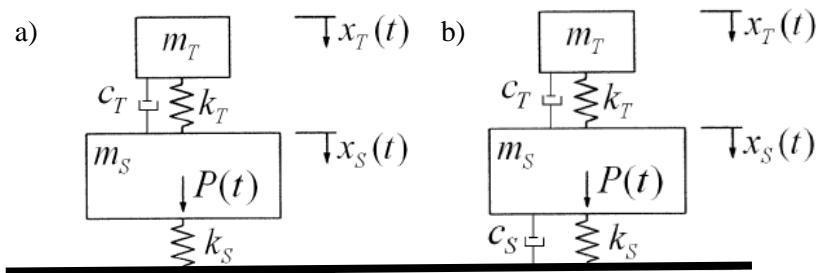


Fig. 24- TMD aplicado numa estrutura: a) sem amortecimento e b) com amortecimento (Paredes, 2008)

Como não é do âmbito da presente tese o estudo desta tipologia de sistema apenas se salienta que, tendo em consideração os pressupostos de Den Hartog em estruturas amortecidas e sem amortecimento já não é possível anular as vibrações. Tal ocorrência é justificada pelo amortecimento do TMD.

### 3.4. OUTROS TIPOS DE AMORTECIMENTO

Enunciam-se de seguida outras tipologias de amortecimento, ativo e passivo, não analisadas em pormenor, de entre as quais algumas não são passíveis de aplicar em estruturas tubulares de desenvolvimento em altura.

Ativas:

- Amortecedor de massas ativas;
- Sistema de cabos ativos e semi-ativos;
- Sistema de rigidez variável;
- Sistemas híbridos;

Passivas:

- Amortecedores viscosos;
- Amortecedores viscoelásticos;
- Amortecedores por atrito;
- Isolamento da base;
- Amortecedores de líquido sintonizado (TLD);

### 3.5. IMPEDIR A RESSONÂNCIA

O aumento da frequência natural da estrutura é utilizado para incrementar o valor da velocidade crítica ( $U_{crit}$ ) de forma a exceder a velocidade máxima de projeto -  $U < U_{crit}$ . Assim a velocidade reduzida torna-se inferior á unidade (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)):

$$U_{crit} = \frac{f \cdot D}{St} \text{ e } U_r = \frac{U_{crit}}{f \cdot D} \quad (3.14)$$

### 3.6. ALTERAÇÕES DE GEOMETRIA

A utilização de dispositivos aerodinâmicos surge com a procura de uma metodologia de simples execução capaz de assegurar o bom funcionamento estrutural, um período correspondente ao da vida útil da estrutura (Wieghaus, Hurlbauss e Mander, 2014).

O objetivo primordial foca-se no controlo das vibrações induzidas pelo fluxo, podendo englobar casos em fase de projeto ou estruturas já em operação. Fase a isto à que atender às variantes particulares de cada situação de modo a viabilizar a solução a implementar, não existindo portanto uma solução única. Os três métodos mais correntes postos em prática são:

- Fluid-Dynamic Attenuation: Modificação do campo de escoamento para eliminar, enfraquecer ou alterar as pressões sobre o elemento de forma a controlar as vibrações deste;
- Structural-Dynamic Attenuation: Alteração da geometria/forma da estrutura como forma de mitigar os efeitos prejudiciais das vibrações;
- Fluid-Dynamic and Structural-Dynamic Attenuation: Conjugação das duas medidas anteriores para otimização da solução.

Zdravkovich (1981) diferenciou uma série de metodologias aerodinâmicas divididas em três categorias. A primeira restrita às nervuras/saliências de superfície, a segunda condicionada às bandas de “encamisamento” com diversas configurações e espessuras, e a terceira limitada aos incrementos estruturais de estabilização.(Zdravkovich, 1981)

- Nervuras e saliências: Podem ser omnidirecionais, se independentemente da direção a interferência no escoamento for idêntica, ou unidirecionais, somente eficazes numa direção.

- **Omnidirecionais:**

Cintas helicoidais, fios helicoidais, placas retangulares sob forma de hélice, fios helicoidais em padrão de zin-zag, entre outros (Fig.24, i(a)).

- **Unidirecionais:**

Fios retos, “barbatanas” retas e retangulares, promotores de turbulência esféricos, entre outros. (Fig.24, i(b));

- Bandas de “encamisamento”: Existem as bandas contínuas de carácter omnidirecional e as intermitentes, unidirecionais. Englobam bandas de círculos ou quadrados perfurados, malhas finas, faixas axiais paralelas, ripas, entre outros (Fig.24, ii).
- Incrementos estruturais de estabilização: Apenas de tipologia unidirecional salienta-se as barbatanas dentes de serra, placas separadoras e placas de orientação (Fig.24, iii).

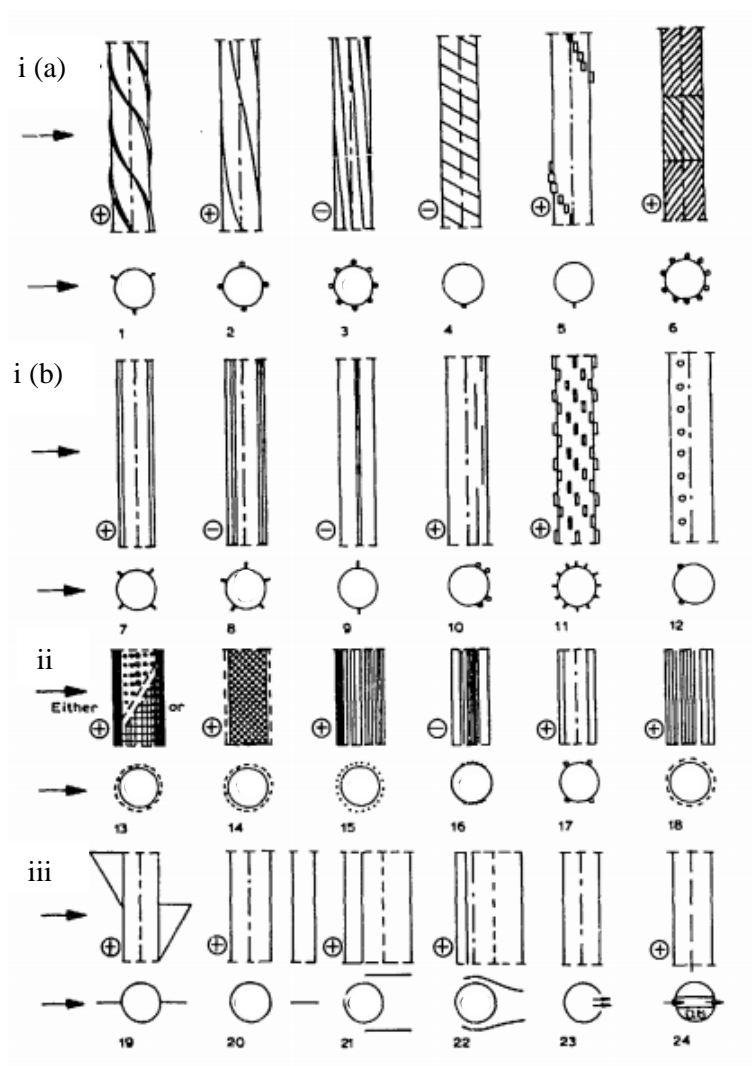


Fig. 25- Intervenção na geometria estrutural com efeito mitigador das vibrações estruturais; i- nervuras e saliências: a) omnidirecionais; b) unidirecionais; ii- Bandas de encamisamento; iii- Incrementos estruturais de estabilização (Zdravkovich, 1981)



# 4

## CINTAS HELICOIDAIS - DIMENSIONAMENTO

As cintas helicoidais ainda são encaradas como mecanismos físicos pouco explorados. Apesar de investigações diversas em modelos específicos comprovarem a sua eficiência, não há uma formulação ou teoria global que permita para qualquer cenário e necessidades obter a solução ideal de cintas a aplicar.

Não mais do que saliências superficiais em forma de hélice, as cintas são adicionadas em torno da estrutura e caracterizadas pelo passo “p”, número de hélices “n”, altura/espessura das saliências “e” e diâmetro da estrutura “D”. A função pressupõe a produção de uma interferência tal, ao nível da esteira, capaz de atuar sobre as camadas de separação de forma a suprimir os efeitos dos vórtices para determinadas condições de escoamento. Um outro fator de relevante importância é o controlo e prevenção de fadiga, consequente da forte vibração.

Com incidência apenas em elementos de secção circular, Woodgate and Meybrey (1959) foram os detentores da melhor metodologia de dimensionamento de cintas helicoidais, desde o primordial estudo de Scruton e Walshe (1956). Caracterizada por cintas de secção retangular, com  $0,09D$  de altura e passo  $5D$ , amortecia qualquer valor de velocidade reduzida. Posteriormente Hirsch estimou um passo compreendido entre  $4D$  e  $5D$  (Hirsch e Ruscheweyh, 1975). A espessura mínima considerada de cintas para supressão de vibrações,  $e \approx 0,08D$ , foi obtida por Ruscheweyh (1978) para um passo de  $4,8D$ , em cenários de fluxos aerodinâmicos. Pela observação do gráfico é possível comprovar a eficácia das cintas em diferentes espessuras aplicadas sobre uma secção circular com três cordões em hélice (Scruton, 1963).

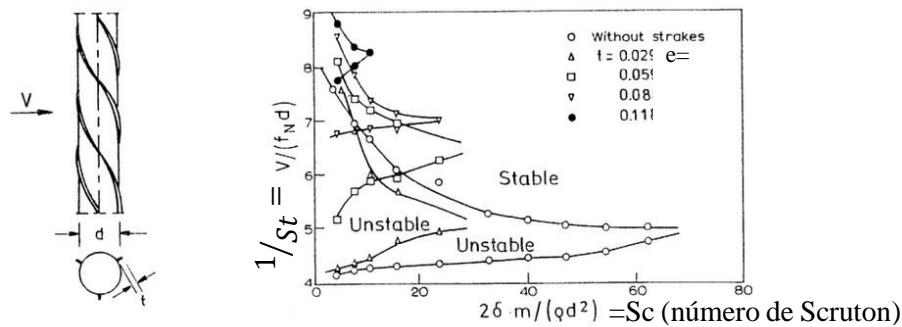


Fig. 26- a) Cilindro com três cintas em hélice; b) Estabilidade do cilindro dotado de três cintas helicoidais com 15D de passo para diferentes geometrias de cintas;(Naudascher e Rockwell, 2012)

Apesar da extrema eficiência, comprovada por sucessivos estudos, a metodologia das cintas carece no que toca ao incremento do coeficiente de arrasto. Pela Fig.26 observamos que em cenários mais estáveis de  $St$  baixos ( $1/St$  elevados) as soluções mais eficientes são aquelas que englobam um mecanismo de cintas.

O desenvolvimento da experimentação levou à evolução do conceito de cinta ideal:

- Desde as investigações de Scruton e Walshe (1956) que a melhor metodologia de redução de vibrações em estruturas esbeltas foi o mecanismo de cinta helicoidais (Fig.26). O passo ideal - afastamento longitudinal de cinta por uma volta inteira- de 5D foi determinado por Woodgate e Mabey em 1959;
- Hirsch et al. Em 1975 converteu o valor anterior num intervalo entre 4D e 5D;
- Ruscheweyh em 1978 assume que a espessura mínima para a supressão efetiva de vibrações é de  $e=0,08D$  num passo de 4,8D;
- A par do estudo de cintas helicoidais foram testados fios helicoidais;
- Nakagawa, entre 1959 e 1963 utilizou fios com  $e=0,04D$  aplicados em cilindros de regime supercrítico de Reynolds, comprovando que para um passo de 64D, oito cintas, verificam um incremento da amplitude máxima de vibração para o dobro enquanto um único fio de passo 0,5D igualava o comportamento de um cilindro liso (Fig.27).
- Num cenário de 4 fios helicoidais a 8D ou 16D de passo as vibrações são suprimidas quase por completo e os  $C_D$ 's aparecem reduzidos.
- Weaver (1961) confirma que três ou quatro cintas, num passo entre 8D e 16D são mais eficazes do que três cintas de secção retangular num passo entre 4D e 5D;
- Sallet (1980) usou três cintas de nylon ( $t/d=0.03$ ) a  $45^\circ$  e com regressão da rotação a meio da altura, conseguindo reduzir as amplitudes de vibração de 3D e 2,8D para 1,4D e 0,5D, no primeiro e segundo modos entre Reynolds do subcrítico ao supercrítico. (Naudascher e Rockwell, 2012)



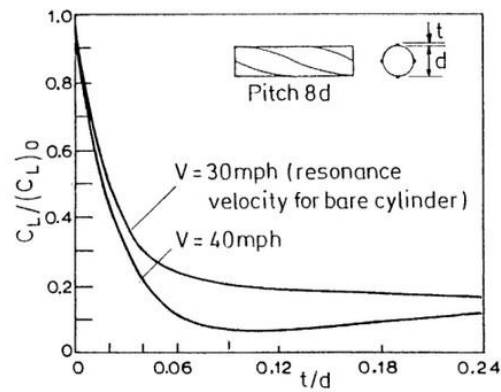


Fig. 27- Efeitos da espessura relativa no coeficiente lateral normalizado(Naudascher e Rockwell, 2012)

Na atualidade, o dimensionamento das cintas helicoidais apoia-se em abordagens empíricas. Não há uma formulação padrão, de eficiência total comprovada, dependente da variação paramétrica de um qualquer conjunto de valores. Há por outro lado o conhecimento, a teoria, e um resultado baseado na experimentação, de onde se retira um intervalo fiável de hélices com determinadas características.



## 5 AÇÃO DO VENTO E EFEITO DE DESPREENDIMENTO DE VÓRTICES

Define-se vento como o movimento de ar na baixa atmosfera. Produto da variação de pressões, da rotação de Terra e do atrito terreno/ar, adquire várias características dependentes do local, altitude, estação do ano, terreno, entre outras, o que lhe confere diferentes perfis de distribuição de pressões e velocidades. Quanto mais expressivo for o gradiente de pressões, maior será a velocidade. Relativamente ao atrito estabelecido pelo contacto com superfícies rugosas do solo a tendência é a diminuição em altitude. A rotação da Terra origina a designada aceleração de *Coriolis* (Barros, 1998), característica dos movimentos de corpos em referenciais não inerciais que giram em torno de referenciais inerciais. Esta aceleração é dependente do local do globo, conforme o posicionamento relativo aos eixos.

A irregularidade e alternância sucessiva das condições de escoamento é responsável pela sua aleatoriedade. Normalmente recorre-se a tratamento estatístico de dados para registo das variações de velocidade do vento. O que se obtém ostenta geralmente um aspeto semelhante ao apresentado na Fig.28, com oscilações incertas em torno de um valor médio. Também em altura se observa um registo assimétrico em torno de um perfil de configuração tipificada, com dependência dos parâmetros altura e tempo. A topografia e rugosidade revelam-se também influentes.

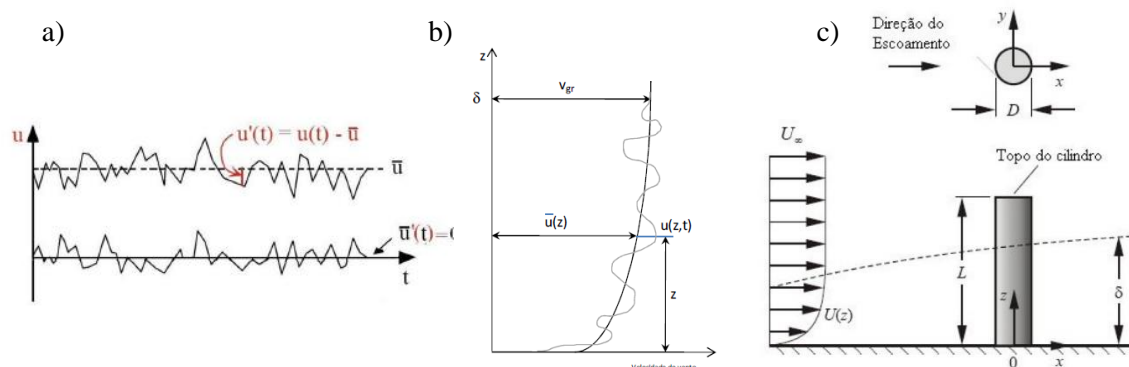


Fig. 28- a)Registo no tempo da velocidade do vento; b) Registo em altura da velocidade do vento; c)Cilindro sob influência de escoamento (Ricardo M. de Matos Camarinha e João Sérgio N. D. Cruz, 2011)

A caracterização da componente longitudinal do vento compreende uma velocidade crescente em altura associada a uma parcela turbulenta.

$$u(z, t) = \bar{u}(z) + u'(x, y, z, t) \quad (5.1)$$

A componente  $\bar{u}(z)$ , denominada velocidade média, apenas é função da altura. A segunda, deriva de um processo de média nula, esta deixa de ser influente a partir de alturas  $z > \delta$  onde se estabelece a velocidade geostrófica sem perturbações, como é visível em Fig.28 c).

### 5.1. VELOCIDADE MÉDIA

Após várias tentativas de abordagem da velocidade média, chega-se á lei logarítmica para representação do perfil de velocidades pela expressão (Simiu e Scanlan, 1996):

$$\bar{u}(z) = \frac{u_*}{k} \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad (5.2)$$

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}} \quad (5.3)$$

Daqui  $z_0$  é o comprimento de rugosidade,  $k$  a constante de Von Karman de valor de 0,4,  $\tau_0$  a tensão superficial de corte,  $\rho$  a massa volúmica do ar e  $u_*$  a velocidade de atrito.

### 5.2. TURBULÊNCIA – PARCELA ALEATÓRIA

Potenciada pela existência de diversos obstáculos no decurso do escoamento, a turbulência do vento é representada para uma extensa gama de frequências. Qualquer desvio da velocidade média num qualquer ponto e instante pode derivar não de um mas de vários turbilhões associados.

Cada turbilhão pode associar-se a um movimento periódico de frequência angular  $\omega = 2\pi n$  com  $n$  equivalente á frequência. No entanto o seu comportamento associa-se ao de uma onda, assim de forma singular é expresso pelas relações  $\lambda = \frac{U}{n}$ , sendo o número de onda  $K = \frac{2\pi}{\lambda}$ ,  $U$  a velocidade do vento e  $\lambda$  o comprimento de onda.

Definida pelo rácio entre o desvio padrão das flutuações da velocidade do vento relativamente ao valor médio, a intensidade de turbulência pode ser expressa para qualquer uma das direções (x,y,z).

$$I_x = \frac{\sigma_x}{\bar{U}} \quad (5.4)$$

$$I_y = \frac{\sigma_y}{\bar{U}} \quad (5.5)$$

$$I_z = \frac{\sigma_z}{\bar{U}} \quad (5.6)$$

Análises e medições efetuadas junto ao solo determinam um  $\sigma_u=2,5u^*$ . Desta forma a expressão da intensidade de turbulência é (Holmes, 2007):

$$I_x = \frac{2,5u^*}{\frac{u_*}{0,4} \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} = \frac{1}{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad (5.7)$$

Para as restantes direções tem-se:

$$I_y = \frac{0,88}{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad (5.8)$$

$$I_z = \frac{0,55}{\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad (5.9)$$

Como se observa a intensidade da turbulência apenas é influenciada pela altura e rugosidade do terreno, diminuindo, em geral, com o acréscimo da altura.

### 5.3. VENTO SEGUNDO O EC1

#### 5.3.1. CONCEITOS BASE – EN 1991-1-4

- Valor básico da velocidade de referência do vento ( $v_{b,0}$ ):

É o valor característico da velocidade média do vento referida a períodos de 10 min, independentemente da direção do vento e da época do ano, a uma altura de 10 m acima do nível do solo em terreno do tipo campo aberto, com vegetação rasteira, tal como erva e obstáculos isolados com separações entre si de, pelo menos, 20 vezes a sua altura.

O terreno referido corresponde á categoria II e o valor básico da velocidade de referência do vento é fornecido no Anexo Nacional.

Quadro 2- Valor básico da velocidade do vento segundo a EN 1991-1-4 de 2010 (CEN, 2010)

Zona	$v_{b,0}$ (m/s)
A	27
B	30

Onde:

Zona A - a generalidade do território, exceto as regiões pertencentes à zona B;

Zona B - os arquipélagos dos Açores e da Madeira e as regiões do continente situadas numa faixa costeira com 5 km de largura ou a altitudes superiores a 600 m.

- Valor de referência da velocidade do vento  $v_b$ :

O valor de referência da velocidade do vento deve ser calculado através do valor básico da velocidade de referência do vento ( $v_{b,0}$ ) afetada pelos coeficientes de direção ( $c_{dir}$ ) e estação ( $c_{season}$ ) segundo a expressão:

$$v_b = c_{season} \cdot c_{dir} \cdot v_{b,0} \quad (5.10)$$

Sendo  $v_b$  valor de referência da velocidade do vento e os coeficientes, excetuando casos particulares, iguais á unidade.

- Velocidade média do vento a uma altura  $z$  acima do solo ( $v_m$ ):

Dependente da rugosidade do terreno e da orografia, referenciados pelos coeficientes  $c_r(z)$  e  $c_o(z)$  respetivamente, a velocidade média do vento a uma altura  $z$  acima do solo,  $v_m(z)$ , obtém-se do valor de referência da velocidade do vento,  $v_b$ , através da expressão:

$$v_m(z) = c_r(z) \cdot c_o(z) \cdot v_b \quad (5.11)$$

O coeficiente de orografia é igualado a 1, salvo especificações contrárias. Por sua vez o coeficiente de rugosidade define-se tendo em consideração a influência da altura acima do solo e rugosidade do terreno a barlavento da construção, na direção do vento, sobre a velocidade média do vento no local. O procedimento de cálculo é:

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad \text{para } z_{min} \leq z \leq z_{max} \quad (5.12)$$

$$c_r(z) = c_r(z_{min}) \quad \text{para } z \leq z_{min} \quad (5.13)$$

Com  $z_0$  igual ao comprimento de rugosidade e  $z_{min}$  à altura mínima, ambos obtidos no Quadro 3, e  $k_r$ , o coeficiente de terreno, calculado pela expressão:

$$k_r = 0,19 \cdot \left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} \quad (5.14)$$

O parâmetro  $z_{0,II}$  de valor 0,05 representa o comprimento de rugosidade da classe II.

Quadro 3- Categorias e parâmetros de terreno (Quadro 4.1 da EN 1991-1-4)

Classe	Categoria do terreno	Z <sub>0</sub> (m)	Z <sub>mim</sub> (m)
0	0 Mar ou zona costeira exposta aos ventos de mar	0,003	1
I	I Lagos ou zona plana e horizontal com vegetação negligenciável e livre de obstáculos	0,01	1
II	II Zona de vegetação rasteira, tal como erva, e obstáculos isolados (árvores, edifícios) com separações entre si de, pelo menos, 20 vezes a sua altura	0,05	2
III	III Zona com uma cobertura regular de vegetação ou edifícios, ou com obstáculos isolados com separações entre si de, no máximo, 20 vezes a sua altura (por exemplo: aldeias, zonas suburbanas, florestas permanentes)	0,3	5
IV	IV Zona na qual pelo menos 15 % da superfície está coberta por edifícios com uma altura média superior a 15 m	1,0	10

### 5.3.2. TURBULÊNCIA DO VENTO

A turbulência do vento é representada pela intensidade  $I_v$  que por sua vez se relaciona com a altura  $z$ , o desvio padrão ( $\sigma_v$ ) e a velocidade média do vento ( $v_b$ ). A componente de turbulência da velocidade do vento tem um valor médio nulo. A EN 1991-1-4 apresenta as seguintes expressões para definir a intensidade da turbulência:

$$\sigma_v = k_r \cdot v_b \cdot k_I \quad (5.15)$$

$$I_v(z) = \frac{\sigma_v}{v_m(z)} = \frac{k_I}{c_0 \ln(z/z_0)} \quad \text{para } z_{min} \leq z \leq z_{max} \quad (5.16)$$

$$I_v(z) = I_v(z_{min}) \quad \text{para } z \leq z_{min} \quad (5.17)$$

$k_I$  o coeficiente de turbulência fornecido pelo Anexo Nacional assume o valor recomendado de 1.

### 5.3.3. PRESSÃO DINÂMICA DE PICO

A pressão dinâmica de pico ( $q_p(z)$ ) é determinada em função da altura  $z$  e das flutuações de curta duração de velocidade do vento.

$$q_p = [1 + 7 \cdot I_v(z)] \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_m^2(z) = c_e(z) \cdot q_b \quad (5.18)$$

A massa volúmica do ar, representada por  $\rho$  assume o valor recomendado 1,25kg/m<sup>3</sup>,  $c_e(z)$  é o coeficiente de exposição e  $q_b$  a pressão dinâmica de referencia, calculados por:

$$c_e(z) = \frac{q_p(z)}{q_b} \quad (5.19)$$

$$q_b = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \quad (5.20)$$

Em terreno plano com  $c_0(z)=1$ , o coeficiente  $c_e(z)$  é obtido pela *Figura 4.2* do NP EN 1991-1-4.

#### 5.3.4. FORÇAS EXERCIDAS PELO VENTO

Sobre uma construção ou componente estrutural a força exercida pelo vento poderá obter-se da expressão:

$$F_W = c_s c_d \cdot c_f \cdot q_p(z_e) \cdot A_{ref} \quad (5.21)$$

Ou por soma vetorial abrangendo todos os elementos estruturais:

$$F_W = c_s c_d \cdot \sum_{\text{elementos}} c_f \cdot q_p(z_e) \cdot A_{ref} \quad (5.22)$$

O coeficiente de força  $c_f$  e a altura de referência  $z_e$  são definidas na norma. A área de referência da construção,  $A_{ref}$ , também apresenta procedimentos de cálculo detalhados dependentes da estrutura em causa. No Anexo D do NP EN 1991-1-4 são fornecidos valores de  $c_s c_d$ , o fator de estrutura, para vários tipos de construções, no entanto poderá ser seguido o procedimento pormenorizado descrito pela expressão:

$$c_s c_d = \frac{1+2 \cdot k_p \cdot I_v(z_s) \sqrt{B^2 + R^2}}{1+7 \cdot I_v(z_s)} p \quad (5.23)$$

$z_s$  é a altura referencia para o cálculo do coeficiente estrutural;

$k_p$  o fator de pico, equivalente ao quociente entre o valor máximo da flutuação do vento e o seu desvio padrão;

$I_v$  a intensidade da turbulência;

$B^2$  o coeficiente de resposta quase-estática ou fator de fundo;

$R^2$  coeficiente de resposta em ressonância ou fator de ressonância;

#### 5.3.5. DETERMINAÇÃO DO FATOR $B^2$

De acordo com as indicações no Anexo B da norma em análise,

$$B^2 = \frac{1}{1+0,9 \left( \frac{b+h}{L(z_s)} \right)^{0,63}} \quad (5.24)$$

em que  $b$  representa a largura e  $h$  a altura da estrutura com uma escala de comprimento da turbulência de  $L(z_e)$ . A escala de turbulência de calculada pelas expressões:

$$L(z) = L_t \cdot \left( \frac{z}{z_t} \right)^\alpha \quad \text{para } z \geq z_{min} \quad (5.25)$$



$$L(z) = L(z_{min}) \text{ para } z < z_{min} \quad (5.26)$$

$L_t$  é a escala de referência igual a 300 m e  $z_t$  a altura de referência de 200m. O parâmetro  $\alpha$  obtém-se por:

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \ln(z_0) \quad (5.27)$$

### 5.3.6. DETERMINAÇÃO DO FATOR $R^2$

O fator de ressonância é definido a partir da expressão:

$$R^2 = \frac{\pi^2}{2\delta} \cdot S_L(z_s, n_{1,x}) \cdot R_h(\eta_h) \cdot R_b(\eta_b) \quad (5.28)$$

Conhecida a função de densidade espectral de potência estipulada pelo Eurocódigo, expressa na Fig. B.1 da NP EN 1991-1-4, e o processo de cálculo dos parâmetros:

$S_L$  – Função de densidade espectral de potência adimensional - expressa a distribuição da energia do vento em frequência.

$$S_L(z, n) = \frac{6,8 \cdot f_L(z, n)}{(1 + 10,2 \cdot f_L(z, n))^{5/3}} \quad (5.29)$$

$f_L$  - Frequência adimensional da estrutura.

$$f_L(z, n) = \frac{n \cdot L(z)}{v_m(z)} \quad (5.30)$$

Com  $n=n_{1,x}$ , representa a frequência própria da estrutura.

Os valores obtidos destas expressões deverão ser da resposta do primeiro modo para uma altura de referência  $z_e$ .

$R_h$  e  $R_b$ , funções de admitância aerodinâmica para o modo de vibração fundamental são definidas por:

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2\eta_h^2} (1 - e^{-2\eta_h}) \quad R_h = 1 \text{ para } \eta_h = 0 \quad (5.31)$$

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2\eta_b^2} (1 - e^{-2\eta_b}) \quad R_b = 1 \text{ para } \eta_b = 0 \quad (5.32)$$

Com  $\eta_h = \frac{4,6 \cdot h}{L(z_s)} \cdot f_L(z_s, n_{1,x})$  e  $\eta_b = \frac{4,6 \cdot b}{L(z_s)} \cdot f_L(z_s, n_{1,x})$ .

$\delta$  representa o decremento de amortecimento relativo ao modo fundamental:

$$\delta = \delta_s + \delta_a + \delta_d \quad (5.33)$$

determinado de acordo com o Anexo F da NP EN 1991-1-4.

### 5.3.7. FATOR DE PICO $k_p$

A expressão sugerida pelo Eurocódigo baseia-se na equação de Davenport:

$$\max \left\{ k_p = \sqrt{2 \cdot \ln(v \cdot T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \cdot \ln(v \cdot T)}} ; k_p = 3 \right\} \quad (5.34)$$

Onde o tempo em segundos, correspondente à duração de integração da velocidade média do vento é  $T=600s$  e a frequência de passagens ascendentes,  $v$  obtém-se da expressão:

$$v = n_{1,x} \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} ; v \geq 0,08 \text{ Hz} \quad (5.35)$$

### 5.3.8. ELEMENTOS DE SECÇÃO POLIGONAL REGULAR E CILINDROS DE BASE CIRCULAR

Os coeficiente de força relativos a elementos de secção poligonais e cilindros de base circular podem ser obtidos por:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda \quad (5.36)$$

Este parâmetro traduz a força resultante á qual o corpo é exposto.  $\psi_\lambda$  é o coeficiente de efeitos de extremidade e  $c_{f,0}$ , coeficiente de força para elementos estruturais sem livre escoamento em torno de extremidades, definidos na norma.

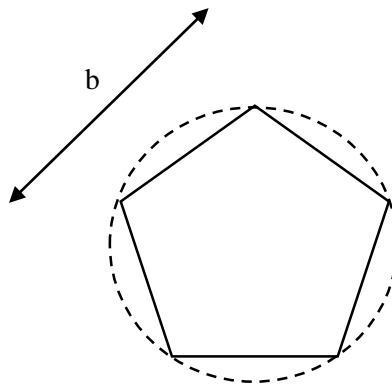


Fig. 29- Secção poligonal regular (NP EN 1991-1-4)

Cuja área de referencia, equivalente á área em planta é  $A_{ref} = \ell \cdot b$ , sendo  $\ell$  o comprimento do elemento.

#### 5.4. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

Como visto anteriormente o fenómeno de desprendimento de vórtices ocorre para uma velocidade igual à crítica. De natureza adversa a uma boa integridade estrutural, há que impor um dimensionamento que previna tal ocorrência. No anexo E do NP EN 1991-1-4 de 2010 são descritos os procedimentos a adotar.

A análise do desprendimento de vórtices só se justifica para estruturas em que, no plano perpendicular à direção do vento, o quociente entre a maior e a menor dimensão transversal da construção seja superior a 6 (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)). Caso se verifique a condição:

$$v_{crit} > 1,25v_m \quad (5.37)$$

Este efeito dispensa de análise. Quando o estudo se restringe a um modo  $i$  de vibração por flexão, a velocidade crítica obtém-se da expressão:

$$v_{crit} = \frac{b \cdot n_{i,y}}{St} \quad (5.38)$$

Idêntica á abordada num capítulo anterior, com outras variáveis associadas aos parâmetros, tem-se  $b$  como largura da secção onde ocorre o fenómeno,  $n_{i,y}$  é a frequência própria do modo  $i$  de vibração em flexão e  $St$  o número de Strouhal, definido de acordo com a secção E.1.3.2 da NP EN 1991-1-4.


Secção transversal	$St$
 <p>para todos os números de Reynolds, <math>Re</math></p>	0,18

Fig. 30- Número de Strouhal para secções circulares – Quadro E.1 da NP EN 1991-1-4

O calculo da velocidade crítica para a o modo de vibração por ovalização a expresso por:

$$v_{crit} = \frac{b \cdot n_{i,o}}{St} \quad (5.39)$$

$n_{i,o}$  é a frequência própria do modo  $i$  de vibração por ovalização. O número de Strouhal é obtido de forma idêntica à anterior.

A tendência para vibrações relaciona-se com o número de Scruton.

Para consideração do efeito de desprendimento de vórtices o cálculo do número de Reynolds utiliza a velocidade crítica (Barros, 1999, 2002 (a), 2002 (b)):

$$Re(v_{crit}) = \frac{b \cdot v_{crit}}{\nu} \quad (5.40)$$

A resultante do efeito das vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices representa-se por  $F_{w\_vortices}$ :

$$F_{w\_vortices} = m(s) \cdot (2 \cdot \pi \cdot n_{i,y})^2 \cdot \Phi_{i,y}(s) \cdot y_{F,max} \quad (5.41)$$

sendo:

$m(s)$  a massa oscilante por unidade de comprimento (kg/m);  $\Phi_{i,y}(s)$  a configuração modal normalizada da estrutura com o deslocamento máximo de valor unitário e  $y_{F,max}$  o deslocamento máximo, no ponto em que  $\Phi_{i,y}(s)$  é unitário.

O cálculo das amplitudes de vibração provocadas pelo presente fenómeno pode seguir dois procedimentos distintos. Para o caso em estudo, de um mastro tubular, o aconselhado no EN 1991-1-4 é o Método 2 detalhado no Anexo E.1.5.3. Não obstante, a inserção de uma solução de cintas realçou a importância de considerar o Método 1.

#### 5.4.1. MÉTODO 1

Pelo método 1 o deslocamento máximo é definido por:

$$y_{max} = \frac{1}{s t^2} \cdot \frac{1}{s c} \cdot K K_W \cdot c_{lat} \quad (5.42)$$

Alem das variáveis já conhecidas surge  $K_W$  o coeficiente de comprimento de correlação efetivo,  $K$  o coeficiente de configuração modal e  $c_{lat}$  o coeficiente de força lateral.

Para secções circulares o valor base do coeficiente de força lateral,  $c_{lat,0}$  é calculado de acordo com o gráfico da figura E.2 do NP EN 1991-1-4 onde:

$$c_{lat,0} = 0,7 ; \text{ se } 10000 < Re \leq 300000 \quad (5.43)$$

$$c_{lat,0} = -2,2537878 \cdot \log(Re) + 13,0442689 ; \text{ se } 300000 < Re \leq 500000 \quad (5.44)$$

$$c_{lat,0} = 0,2 ; \text{ se } 500000 < Re \leq 5000000 \quad (5.45)$$

$$c_{lat,0} = 0,3321928095 \cdot \log(Re) - 2,025349667 ; \text{ se } 5000000 < Re \leq 10000000 \quad (5.46)$$

$$c_{lat,0} = 0,3 ; \text{ se } 10000000 < Re \leq 30000000 \quad (5.47)$$

Pelo rácio entre a velocidade crítica do vento e a velocidade média ao nível do topo da torre é determinado o coeficiente lateral  $c_{lat}$ .

$$c_{lat} = \begin{cases} c_{lat,0}, & \frac{v_{crit}}{v_{m,Lj}} < 0,83 \\ \left(3 - 2,4 \frac{v_{crit}}{v_{m,Lj}}\right) \cdot c_{lat,0}, & 0,83 < \frac{v_{crit}}{v_{m,Lj}} < 1,25 \\ 0, & 1,25 < \frac{v_{crit}}{v_{m,Lj}} \end{cases} \quad (5.48)$$

A determinação do coeficiente de comprimento de correlação necessita do prévio conhecimento do comprimento de correlação  $L$ . Para tal a norma sugere a adoção de uma estrutura tipo associada a um parecer especializado. No caso em estudo a representação com maior grau de semelhança é a apresentada pela figura seguinte.

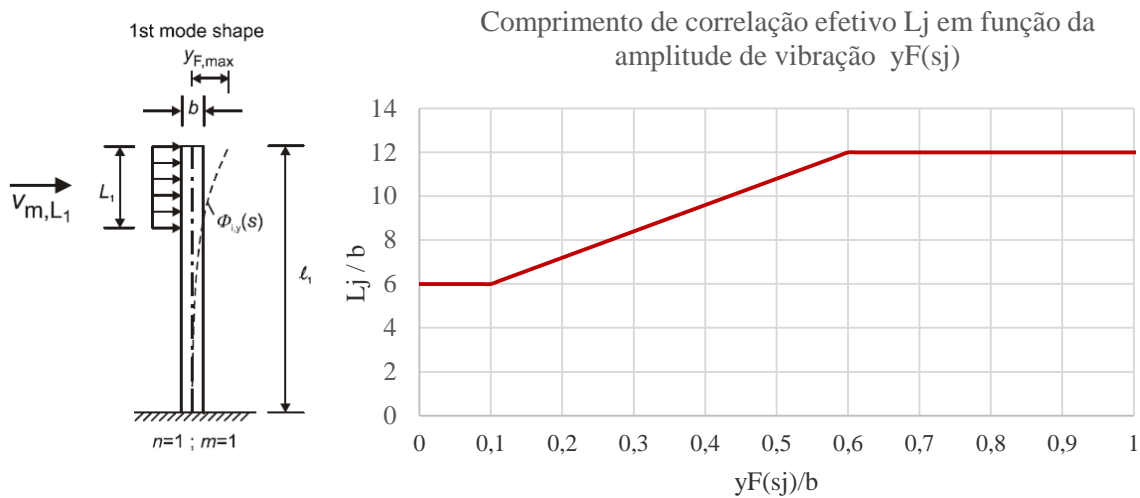


Fig. 31- Comprimento de correlação em função da deformada do primeiro modo da estrutura (CEN, 2010)

O coeficiente de comprimento de correlação efetivo é então calculado pela expressão:

$$Kw = \frac{\sum_{j=1}^n \int_{L_j} |\phi_{i,y}(s)| ds}{\sum_{j=1}^m \int_{l_j} |\phi_{i,y}(s)| ds} \leq 0,6 \quad (5.49)$$

$\Phi_{i,y}(s)$  é a configuração modal normalizada;  $l_j$  o comprimento da estrutura entre dois nodos – representado na figura anterior como sendo, nesta configuração igual à altura total;  $n$  refere-se ao número de troços de excitação por desprendimento de vórtices;  $m$  é o número de antinodos;  $s$  corresponde á coordenada da evolução do comprimento da estrutura.

Em estruturas de configuração idêntica à representada na Fig.31, em vibração no modo fundamental, na direção transversal à direção do vento o parâmetro  $Kw$  pode ser determinado pela expressão:

$$Kw = 3 \frac{L_j/b}{\lambda} \cdot \left[ 1 - \frac{L_j/b}{\lambda} + \frac{1}{3} \cdot \left( \frac{L_j/b}{\lambda} \right)^2 \right] \quad (5.50)$$

O coeficiente de configuração modal  $K$  é obtido por:

$$K = \frac{\sum_{j=1}^m \int_{\ell_j} |\phi_{i,y}(s)| ds}{4\pi \cdot \sum_{j=1}^m \int_{\ell_j} \phi_{i,y}^2(s) ds} \quad (5.51)$$

No entanto pode ser assumida como  $K=0,13$ , para a configuração da Fig.31, como é referido no quadro E.5 do NP EN 1991-1-4.

O número de ciclos de carregamento, devido a oscilações provocadas pelo desprendimento de vórtices,  $N$ , determina-se por:

$$N = 2 \cdot T \cdot n_y \cdot \varepsilon_0 \left( \frac{v_{crit}}{v_0} \right)^2 \cdot e^{-\left( \frac{v_{crit}}{v_0} \right)^2} \quad (5.52)$$

Onde  $n_y$  representa a frequência própria do modo de vibração transversal ao vento.  $T$  é o tempo de vida da obra expresso em segundos equivalente ao produto de  $3,2 \times 10^7$  pelo tempo de vida previsto em anos e  $\varepsilon_0$  o fator de largura de banda das velocidades do vento onde ocorrem vibrações por desprendimento de vórtices, considerado  $\varepsilon_0=0,3$ .  $v_0$  é considerado como 20% da velocidade característica média do vento correspondendo a  $\sqrt{2}$  vezes o valor modal da distribuição de probabilidades de Weibull.

Como o caso em estudo não pressupõe a existência de outros corpos dispostos em linha ou em grupo, é desprezada a ressonância por desprendimento de vórtices nestas condições.

#### 5.4.2. MÉTODO 2

Neste método, o deslocamento máximo é obtido pelo produto entre o desvio padrão ( $\sigma_y$ ) e o fator de pico ( $k_p$ ):

$$y_{max} = \sigma_y \cdot k_p \quad (5.53)$$

No ponto de maior amplitude, em que  $\Phi_{i,y}(s)$  é unitário, o desvio padrão é dado por:

$$\frac{\sigma_y}{b} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{C_c}{\sqrt{\frac{Sc}{4\pi} - K_a \cdot \left(1 - \left(\frac{\sigma_y}{b \cdot a_L}\right)^2\right)}} \cdot \sqrt{\frac{\rho \cdot b^2}{m_e}} \cdot \sqrt{\frac{b}{h}} \quad (5.54)$$

$C_c$  é o coeficiente aerodinâmico,  $K_a$  o coeficiente de amortecimento e  $a_L$  a amplitude limite normalizada, fornecidos no Quadro E.6 da EN 1991-1-4.

Coeficiente	Cilindro de base circular $Re \leq 10^5$	Cilindro de base circular $Re = 5 \cdot 10^5$	Cilindro de base circular $Re \geq 10^6$	Secção transversal quadrada
$C_c$	0,02	0,005	0,01	0,04
$K_{a,max}$	2	0,5	1	6
$a_L$	0,4	0,4	0,4	0,4
<b>NOTA:</b> No caso de cilindros de base circular, admite-se que os coeficientes $C_c$ e $K_{a,max}$ variam linearmente com o logaritmo do número de Reynolds para $10^5 < Re < 5 \cdot 10^5$ e para $5 \cdot 10^5 < Re < 10^6$ .				

Fig. 32- Coeficientes para a determinação do efeito de desprendimento de vórtices – Quadro E.6 da NP EN 1991-1-4

A solução da expressão (5.54) é obtida por:

$$\left(\frac{\sigma_y}{b}\right)^2 = c_1 + \sqrt{c_1^2 + c_2} \quad (5.55)$$

Com:

$$c_1 = \frac{a_L^2}{2} \cdot \left(1 - \frac{Sc}{4 \cdot \pi \cdot K_a}\right) \quad (5.56)$$

$$c_2 = \frac{\rho b^2}{m_c} \cdot \frac{a_L^2}{K_a} \cdot \frac{c_c^2}{St^4} \cdot \frac{b}{h} \quad (5.57)$$

O fator de pico recomendado é:

$$k_p = \sqrt{2} \times \left\{1 + 1,2 \times \arctan\left(0,75 \left(\frac{Sc}{4 \cdot \pi \cdot K_a}\right)^4\right)\right\} \quad (5.58)$$

Como mencionado anteriormente o número de Scruton é obtido pela expressão:

$$Sc = \frac{2\delta_s m_{le}}{\rho b^2} \quad (5.59)$$

As metodologias aerodinâmicas aplicadas no intuito de atenuar o efeito do vortex shedding, mais propriamente a introdução de cintas helicoidais, são tidas em consideração no cálculo da força das vibrações com a multiplicação do coeficiente  $c_{lat}$  pelo coeficiente  $\alpha$ , referenciado no Anexo B(2) da EN 1993-3-2 (CEN, 2006):

$$\alpha = \left(1 - \frac{l_s}{h}\right)^3 \quad (5.60)$$

Onde  $l_s$  é o comprimento no qual são aplicadas as cintas e  $h$  o comprimento total do mastro.

Este multiplicador só deverá ser utilizado caso a geometria de cintas siga os pressupostos:

- Três cintas;
- Passo ( $p$ ) entre 4,5D e 5D, onde D representa o diâmetro do mastro;

- Espessura da cinta (e) compreendida entre 0,1D e 0,12D;
- Extensão de cintas (l<sub>s</sub>) de pelo menos 0,3h, compreendida entre 0,3h e 0,5h. Pode ser considerada em l<sub>s</sub> uma porção, no topo, sem cintas, desde que não exceda o comprimento de 1D.

Este fator de cálculo  $\alpha$  apenas é considerado no âmbito do método 1 da NP EN 1991-1-4. No entanto, no âmbito desta dissertação foi aplicado de forma idêntica no método 2.

O incremento potenciado pelas cintas aumenta o coeficiente de arrasto ( $C_D$ ). Em cenários cuja altura de cintas exceda os 0,2D o  $C_D$  deverá ser considerado como 1,2 no diâmetro total (considera as cintas).

### 5.5. ESDU- HYBRID

O ESDU- Hybrid é um modelo aplicado a estruturas paralelas, afuniladas ou com jorramento, tendo como conjectura a distinção entre forças estáticas e forças derivadas do movimento do cilindro. Associadas a funções não lineares de amplitude, as forças de movimento são convertidas em formulações lineares quando se tratam de reduzidas escalas.

De salientar é o aumento da parcela da força, dependente do movimento, com o incremento de amplitude e simultâneo decréscimo da componente aleatória (ESDU, 1996).

A equação do movimento para um cilindro no modo j de oscilação pode ser escrita de modo generalizado por:

$$[-w_j^2 M_j + i w_j \zeta_j 2\sqrt{M_j K_j} + K_j] Q_j = \tilde{F}_j \quad (5.61)$$

Onde  $M_j$  é a massa generalizada da estrutura,  $w_j$  a frequência angular,  $\zeta$  o amortecimento estrutural,  $Q_j$  a amplitude de deflexão e  $K_j$  a rigidez generalizada de:

$$K_j = (2\pi n_j)^2 M_j \quad (5.62)$$

### Resposta em banda larga

Uma outra expressão representativa da força modal local, testada e utilizada por vários autores, entre os quais Vickery and Basu, considera a subdivisão nas parcelas dependentes e independentes do movimento:

$$\tilde{F}_j = \tilde{F}_0 + \mu_j \cdot \left( \frac{1}{2} \rho V^2 DL \right) k \frac{\mu_j Q_0}{D} \quad (5.63)$$

$\mu_j$  é a função que descreve a deformada de flexão da estrutura no modo j. A variável k é uma constante para pequenas amplitudes cujos termos representam a parte real e imaginária da resposta:

$$k = \frac{d\tilde{C}_L}{d(\frac{Q_0}{D})} = \frac{d\tilde{C}_L}{d\eta} \quad (5.64)$$



Onde  $\eta$  é um parâmetro de valor  $Q_j/D_m$ . A parcela  $F_0$  corresponde á força estática lateral imposta à estrutura,  $V$  é a velocidade média do fluxo,  $L$  o comprimento e  $D$  o diâmetro do cilindro.

Numa situação com amortecimento,  $\zeta_{aero}$ , a expressão (5.61) passa a:

$$[-w_j^2 M_j + i w_j^2 (\zeta_s + \zeta_{aero}) M_j + w_j^2 M_j] Q_j = \tilde{F}_0 \quad (5.65)$$

Com  $\zeta_{aero}$  negativo, na maioria das situações, e equivalente a:

$$\zeta_{aero} = -\frac{\rho V^2 u_j^2 k}{4 m_j w_j} \quad (5.66)$$

A solução da equação (5.61) para amplitudes moderadas vem:

$$\sigma_y^2 = \sum_{j=1}^J \frac{\pi u_j^2}{4(\zeta_s + \zeta_{aero})} \frac{n_j S_{Fj}}{(M_j w_j^2)^2} \quad (5.67)$$

$J$  é o número de modos com influência significativa na resposta e  $S_{Fj}$  a densidade espectral da força flutuante devido ao desprendimento de vórtices. Em parâmetros não dimensionais pode expressar-se, para um ponto de referência, cujo parâmetro modal é unitário ( $\mu_{j=1}$ ):

$$\left(\frac{\sigma_y B}{D}\right)_{ref} = \eta_B = \frac{(n_j S_{CF})^{1/2}}{16\pi^{3/2}} \frac{\rho D_{ref}^2}{(\zeta_s + \zeta_{aero})^{1/2}} \left(\frac{V_{ref}}{n_j D_{ref}}\right)^2 \quad (5.68)$$

Para estruturas em consola de desenvolvimento vertical, o diâmetro de referência,  $D_{ref}$  é a média do integral dos diâmetros, por sua vez a velocidade de referência corresponde a  $V_H$ , velocidade de topo. A densidade espectral do coeficiente de força do lado flutuante,  $S_{CF}$  é obtida partir das expressões:

$$n_j S_{CF} = \left\{ I_{iref} J_R \int_0^1 \left(\frac{V_r}{V_{ref}}\right)^2 f_\phi C_D \frac{D_R}{D_m} d\left(\frac{r}{H}\right) \right\}^2 \Phi_{ii} \quad (5.69)$$

$$J_R = e^{-0.0774 n_1^{2.063}} \quad (5.70)$$

$$n_1 = \log_{10} \left( \frac{n_j H}{V_{ref} \cos \phi_e} \right) + 2 \quad (5.71)$$

A obtenção de alguns parâmetros requer um estudo mais cuidado do ESDU. Como esta metodologia de cálculo não foi seguida no âmbito desta dissertação, há informações em falta no processo de cálculo aqui relatado. Aconselha-se uma análise do documento do ESDU caso se pretenda aplicar o mesmo.

### Resposta em banda estreita

Quando as amplitudes são elevadas e ocorre encurvadura por desprendimento de vórtices, numa situação de lock-in desencadeia-se uma resposta sinusoidal de amplitude  $n=n_j$ , sendo:

$$\sigma_{yN}^2 = \frac{S_{Fj}}{4\zeta_S^2 K_j^2} = \frac{\int_0^H \left( \frac{1}{2} \rho V^2 D \tilde{C}_{Lj} \right)^2 dr}{4\zeta_S^2 (2\pi n_j)^4 M_j^2} \quad (5.72)$$

$$\left( \frac{\sigma_{yN}}{D} \right)_{ref} = \eta_N = \frac{1}{16\pi^2} \frac{\rho D_{ref}^2}{m_j \zeta_s} \left( \frac{V_{ref}}{n_j D_{ref}} \right)^2 \tilde{C}_{Lj} \quad (5.73)$$

$$\tilde{C}_{Lj} = \frac{1}{H} \int_0^H \frac{D_z}{D_{ref}} \left( \frac{V_z}{V_{ref}} \right)^2 \mu_j \tilde{C}_L dr \quad (5.74)$$

Sendo  $\tilde{C}_{Lj}$  o coeficiente generalizado da força oscilante, variável com a frequência.

A resposta máxima é dada por:

$$\eta_{max} = g_D \eta \quad (5.75)$$

O valor médio quadrático da amplitude é  $\eta$  e  $g_D$  é o fator de pico. Para uma amplitude aleatória de banda larga  $g_D$  é:

$$g_D = \sqrt{2 \log_e(n_j T)} + \frac{0.577}{\sqrt{2 \log_e(n_j T)}} \approx 4 \quad (5.76)$$

Para uma banda estreita:

$$g_D = \sqrt{2} \quad (5.77)$$

A variação da amplitude de resposta no tempo com mistura de amplitudes aleatórias e de bandas estreitas é a principal razão para a existência de duas soluções, uma aleatória,  $\eta_B$ , e outra sinusoidal,  $\eta_N$ . O valor médio quadrático obtém-se de:

$$\eta = [f_t \eta_N^2 + (1 - f_t) \eta_B^2]^{1/2} \quad (5.78)$$

$f_t$  representa o período de tempo de T cuja resposta é de banda estreita, tendendo para o valor unitário com o aumento de  $\eta_N$ . O seu cálculo, baseado em Wootton e Kwok and Melbourne é expresso pela expressão:

$$f_t = c_t \left( \frac{\eta_N}{\eta_B} - 2 \right) \quad (5.79)$$

Com

$$c_t = 0.125 \left[ 1 + e^{-7.6 \times I_{uH}^{3.6}} \right] \quad (5.80)$$

Como realçado atrás, a determinação de alguns parâmetros referenciados requer uma análise mais exigente do ESDU.



# 6

## DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL (CFD)

### 6.1. CFD - DE QUE SE TRATA?

Normalmente designada como CFD, a *Computational Fluid Dynamics*, em português, dinâmica de fluidos computacional, não é mais do que uma base computacional de simulação adaptada à mecânica dos fluidos, de forma a potenciar modelações numéricas adequadas à resolução e discretização de escoamentos de fluidos, transferências de calor, reações químicas, entre outros. Com aplicações numa gama diversificada de indústrias e sectores, é uma potente ferramenta de projeto na atual Era tecnológica (Andersson *et al.*, 2012).

Não é considerada uma ferramenta de manuseamento simples, no entanto, a sua capacidade, eficiência e custo vão muito para além do limiar de qualquer processo experimental. Com capacidade para abordar cenários e sistemas de alcance experimental impossível, ou avaliar condições de segurança em determinadas situações de risco, o CFD é uma ferramenta de resposta de detalhe a alto nível com um alcance inigualável e eficiência comprovada.

A forma como se processa subdivide-se em três etapas: Processamento, Resolução e Pós-Processamento. A primeira engloba a modelação, a incorporação dos fenómenos em causa, a definição de propriedades e condicionantes. Numa perspetiva geral, resume-se à representação do sistema em estudo. Em segundo lugar há a resolução do problema, a partir de um método numérico, de diferenças finitas (FDM), elementos finitos (FEM) ou volumes finitos (FVM). Numa fase final de pós-processamento são analisadas as soluções e resultados obtidos. Este, devido à avançada tecnologia dos CFD, pode ser expresso de variadas formas, desde gráficos, tabelas, vetores, geometrias, representações 2D ou 3D, trajetórias e muito outros. (Ferziger e Peric, 2002)

No Quadro 4 sintetiza-se a metodologia de funcionamento dos CFD.

Quadro 4- Etapas do CFD(Asyikin, 2012)

Processamento	
Definição do domínio da solução	<p>.Consiste na simulação das condições reais do sistema. Normalmente recorre-se a um retângulo para representar o domínio da solução.</p> <p>.A forma do domínio influencia a solução.</p> <p>.Pequenos domínios associam-se a poucas iterações</p> <p>.Grandes domínios Necessitam de maior período de resolução.</p>
Geração de malha	<p>.Definição, no domínio da solução, de uma malha.</p> <p>.Divisão da solução num conjunto finito de subdomínios.</p> <p>.Diversos tipos de grelhas - estrutura regular, bloco de grelha estruturado e grelha não estruturada (Ferziger and Peric)</p>
Parâmetros de modelagem física	
Propriedades dos fluidos	
Condições de fronteira	<p>.Fronteira de entrada;</p> <p>.Fronteira de saída;</p> <p>.Fronteira parede;</p> <p>.Fronteira de pressão fixa;</p> <p>.Fronteira simétrica;</p> <p>Fronteira periódica ou cilíndrica;</p>
Resolução	
Discretização – aproximação das equações diferenciais por meio de um sistema de equações algébricas para determinação de um conjunto de variáveis	FDM
	FEM
	FVM
Pós- Processamento	
Representação da solução	2D,3D, geometria, vetor resposta,...

## 6.2. EQUAÇÕES/LEIS REGENTES

Independentemente do modelo adotado para o processamento, as bases apoiam-se nas mesmas equações fundamentais. Salienta-se a Equação da Continuidade, Conservação do Momento e Equação da Quantidade de Movimento (McDonough, 2004).

### 6.2.1. EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE (PRINCIPIO DA CONSERVAÇÃO DE MASSA)

Expressa a condição da permanência da massa, no tempo, num sistema fechado. A quantidade de massa é totalmente conservada.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} dV = -\nabla \cdot (\rho \vec{u}) dV \Leftrightarrow \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (6.1)$$

O vector  $\vec{u}$  representa a velocidade nas três direções:

$$\vec{u} = (u, v, w) \quad (6.2)$$

A massa surge oculta pela igualdade:

$$dm = \rho(dx dy dz) = \rho \cdot dV \quad (6.3)$$

A densidade do fluido é representada por  $\rho$  e a massa que entra no sistema é  $\rho \vec{u}$ . Como estamos perante um fluido incompressível, pode considerar-se a parcela  $\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0$ . A expressão assume a forma:

$$\vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \Leftrightarrow \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (6.4)$$

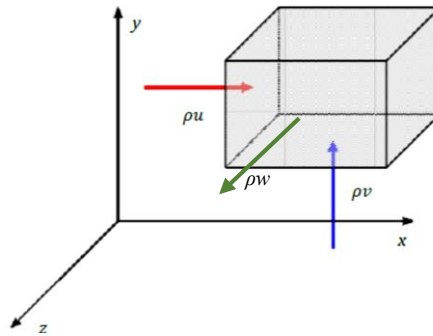


Fig. 33- Fluxo mássico num volume de controlo

#### 6.2.2. CONSERVAÇÃO DE MOMENTO

Proveniente da segunda lei de Newton, este princípio salienta a conservação do momento (grandeza vetorial) num sistema fechado, desde que não hajam forças externas aplicadas sobre o mesmo. As equações de conservação do momento são representados para cada direção, por:

$$\rho \frac{Du}{Dt} = \frac{\partial(-p + \tau_{xx})}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + S_{mx} \quad (6.5)$$

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial(-p + \tau_{yy})}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + S_{my} \quad (6.6)$$

$$\rho \frac{Dw}{Dt} = \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial(-p + \tau_{zz})}{\partial z} + S_{mz} \quad (6.7)$$

Os  $S_m$  são a contribuição total das forças por unidade de volume no fluido,  $p$  as pressões normais, e  $\tau$  as tensões de natureza viscosa.

### 6.2.3. EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO

Em fluidos Newtonianos, onde a relação tensão/taxa de deformação é linear a substituição do tensor das tensões viscosas na segunda lei de Newton permite a obtenção da equação de Navier-Stokes nas direções x, y e z para um fluido de viscosidade  $\mu$ :

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ 2\mu \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \text{div } u \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + S_{Mx} \quad (6.8)$$

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ 2\mu \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \text{div } u \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \mu \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + S_{My} \quad (6.9)$$

$$\rho \frac{Dw}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \mu \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ 2\mu \frac{\partial w}{\partial z} - \frac{2}{3} \text{div } u \right] + S_{Mz} \quad (6.10)$$

Numa perspetiva global:

$$\underbrace{\rho \frac{D\vec{u}}{Dt}}_{\text{Produto da massa volúmica com a aceleração}} = \underbrace{-\vec{\nabla} P}_{\text{Pressão por unidade de volume}} + \underbrace{\mu \nabla^2 \vec{u}}_{\text{Força viscosa por unidade de volume}} + \underbrace{\rho \vec{g}}_{\text{Força da gravidade por unidade de volume}} \quad (6.11)$$

## 6.3. TURBULÊNCIA - ESTUDO E MODELOS

Caótico, aleatório e irregular são alguns dos adjetivos representantes do escoamento turbulento. A concentração de energia, de momentos, de transporte molecular e tensões fomentam a especial dificuldade de resolução, de um sistema do género.

Das diversas abordagens empregues no estudo de escoamentos turbulentos, as de destacar são: soluções numéricas diretas (DNS), simulações de grandes escalas (LES) e Reynolds Averaged Navie-Stokes (RANS) (Ferziger e Peric, 2002, McDonough, 2004).

### 6.3.1. DNS

Método que prevê a turbulência de um fluxo através da resolução total das equações de Navier-Stokes. O condicionante das DNS é o elevado número de operações e pontos de malha ( $Re^3$ ) que conduzem a um processamento moroso, limitado pela qualidade do processador. Deste modo, as soluções numéricas diretas restringem-se, apenas, a baixos números de Reynolds.

### 6.3.2. LES

Esta simulação fundamenta-se na filtragem das escalas das equações de transporte. Somente é dada relevância às ocorrências mais expressivas, com maior envolvimento de energia, como é o caso dos redemoinhos.



### 6.3.3. RANS

As equações RANS são equações de movimento do fluido dependentes do tempo. Compreem uma gama completa de turbulência e escalas do transporte das quantidades médias de fluxo. A metodologia de funcionamento não requer um processamento computacional expressivo pelo que é adotado na engenharia a larga escala.

Dentro dos RANS há dois modelos turbulentos de salientar, o k-ε e o k-ω.

#### 6.3.3.1. Modelo k-ε

É um modelo que pressupõe a resolução de duas equações de transporte para representação da turbulência do escoamento. Deste modo, são considerados efeitos de convecção, difusão de energia e dissipação. A variável k é referente à energia cinética turbulenta e ε é a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta.

Dentro deste modelo existem três formulações, a Standard, a Renormalized (RNG) e a Realizable, derivando umas das outras por um processo evolutivo. (White, F. M., 2003; FLUENT, 2003)

#### **k-ε standard**

Viscosidade turbulenta:

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu k^2}{\varepsilon} \quad (6.12)$$

Equações de transporte de k e ε:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k U_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (6.13)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon U_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + G_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k) - G_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (6.14)$$

“Turbulence production” (produção de turbulência):

$$G_k = - \overline{\rho u' u_j'} \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \quad (6.15)$$

$$G_k = \mu_t S^2 \quad (6.16)$$

Sendo S o módulo do tensor de deformação médio:

$$S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \quad (6.17)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), i, j = 1, 2, 3 \quad (6.18)$$

Parâmetros e respetivos valores habituais:  $C_\mu=0,09$ ;  $C1\varepsilon=1,44$ ;  $C2\varepsilon=1,92$ ;  $\sigma k=1,0$  e  $\sigma\varepsilon=1,3$

### **k-ε renormalized (RNG)**

Modelo derivado do anterior onde se adota a metodologia da renormalização das equações de Navie-Stokes como forma contabilizar as pequenas escalas de movimento. Tem-se:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (6.19)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k) - C_{2\varepsilon}^* \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (6.20)$$

$$C_{2\varepsilon}^* = C_{2\varepsilon} + \frac{c_\mu \eta^3 (1-\eta/\eta_0)}{1+\beta\eta^2} \quad (6.21)$$

$$\frac{c_\mu \rho \eta^3 (1-\eta/\eta_0)}{1+\beta\eta^2} \frac{\varepsilon^2}{k} = R_\varepsilon \quad (6.22)$$

$$\eta = Sk/\varepsilon \quad (6.23)$$

$$\beta = 0,012 \quad (6.24)$$

$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (6.25)$$

Parâmetros desenvolvidos explicitamente:  $C_\mu=0,0845$ ;  $C1\varepsilon=1,42$ ;  $C2\varepsilon=1,68$ ;  $\sigma k=0,7194$ ;  $\sigma\varepsilon=0,7194$  e  $h_0=4,48$

### **k-ε Realizable**

Numa tentativa de melhorar as imperfeições do RNG, o modelo Realizable incrementa uma nova variável  $C_\mu$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (6.26)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (6.27)$$

$$C_1 = \max \left[ 0,43, \frac{\eta}{\eta+5} \right] \quad (6.28)$$

$$c_\mu = \frac{1}{A_0 + A_S \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (6.29)$$

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (6.30)$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (6.31)$$

$$\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (6.32)$$

$$A_0 = 4,04; A_S = \sqrt{6}\cos\phi \quad (6.33)$$

$$\phi = \frac{1}{3}\cos^{-1}(\sqrt{6}W); W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3}; \tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}; S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right) \quad (6.34)$$

Parâmetros conhecidos:  $C1\varepsilon=1,44$ ;  $C2=1,9$ ;  $\sigma k=1$  e  $\sigma\varepsilon=1,2$

#### 6.3.3.2. Modelo k- $\omega$

Baseado no modelo k- $\omega$  de Wilcox, trabalha com as equações de transporte para a energia cinética (k) e taxa de dissipação específica (w). Trabalha com baixos números de Reynolds e prevê taxas de difusão livre concordantes com esteiras distantes, podendo ser aplicado em escoamentos delimitados. (White, F. M., 2003; FLUENT, 2003)

Viscosidade:

$$\mu_t = \alpha^* \frac{\rho k}{w} \quad (6.35)$$

$$\alpha^* = \alpha_\infty^* \left( \frac{\alpha_0^* + Re_t/R_k}{1 + Re_t/R_k} \right) \quad (6.36)$$

$$Re_t = \frac{\rho k}{\mu w}; R_k = 6; \alpha_0^* = \frac{\beta_i}{2}; \beta_i = 0,072 \quad (6.37)$$

Equações de transporte de k e  $\omega$ :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + Y_k + S_k \quad (6.38)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega + Y_\omega + S_\omega \quad (6.39)$$

$G_k$  e  $G_\omega$  são a geração de  $k$  e  $\omega$ , respetivamente,  $\Gamma_k$  e  $\Gamma_\omega$  a difusividade efetiva de  $k$  e  $\omega$ ,  $Y_k$  e  $Y_\omega$  a dissipação da turbulência de  $k$  e  $\omega$  e  $S_k$  e  $S_\omega$  parâmetros a definir pelo utilizador.

Produções:

$$Gk = \mu_t S^2 \quad (6.40)$$

$$G\omega = \alpha \frac{w}{k} G_k \quad (6.41)$$

Difusividades:

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (6.42)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (6.43)$$

$\sigma_k$  e  $\sigma_\omega$  dizem respeito aos números de Prandtl. O coeficiente  $\alpha$  é obtido por:

$$\alpha = \frac{\alpha_\infty}{\alpha^*} \left( \frac{\alpha_0 + Re_t/R_w}{1 + Re_t/R_w} \right) \quad (6.44)$$

Com  $R_w = 2,95$ .

# 7

## ANÁLISE ESTRUTURAL E VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA

Para estruturas metálicas é necessário proceder a uma análise baseada em regras uniformizadas. É, na norma BS EN 1993-3-2 ou no designado Ec3 parte 3.2 que, todo o protocolo normativo é descrito para o projeto de estruturas de aço.

### 7.1. ESTADOS LIMITES

A verificação essencial de segurança de estruturas revê-se no cumprimento de dois estados essenciais, o Estado Limite Ultimo e o Estado Limite de Serviço. O primeiro, ELU, caso não se verifique poderá originar o colapso estrutural. O segundo, ELS, relaciona-se com o aspeto da construção e conforto do utilizador, focando-se ao nível das deformações, vibrações e deslocamentos.

É a resistência das secções transversais a principal responsável pela existência de instabilidade estrutural. Para salvaguardar o cumprimento dos ELU a condição base é  $E_d \leq R_d$ , onde  $E_d$  representa as ações de dimensionamento e  $R_d = \frac{R_k}{\gamma_{M_i}}$  a resistência de cálculo.  $R_k$  assume o valor da resistência característica.

Os coeficientes de segurança  $\gamma_{M_i}$  utilizados variam consoante a norma implementada. Salientam-se os valores utilizados de acordo com as respetivas normas:

Quadro 5- Coeficientes de segurança

	$\gamma_{M0}$	$\gamma_{M1}$	$\gamma_{M2}$	$\gamma_{M3}$
EN 1993-1-1	1	1	1,25	
EN 1993-1-6		1,1		
EN 1993-1-8			1,25	1,25

### 7.2. MATERIAL

O aço, liga metálica constituída principalmente por ferro e carbono, é o material base no que toca a estruturas metálicas. A quantidade e a conjugação de componentes ligantes determinam a classificação do aço, enquanto a percentagem de carbono afeta a resistência. Sabendo a classe de aço – referente á tensão de cedência – é possível obter as respetivas tensões de rotura.

### 7.3. ANÁLISE ESTATICA

São várias as tipologias de análise possíveis numa estrutura. A análise estática, apoiada no estudo dos esforços e deslocamentos, determina a resistência estrutural pela rigidez e estabilidades locais e globais dos elementos. Consoante a relação tensão-deformação verificada, poderá ser implementada uma análise elástica ou análise plástica.

No caso de mastros, como estruturas isostáticas que são, requerem uma análise elástica para abordar a linearidade tensão-deformação que lhes é característica.

Uma outra subdivisão aplicável na análise apoia-se na ordem. Podendo ser de primeira ordem ou linear, onde não são contabilizados os efeitos do carregamento na estrutura, e de segunda ordem ou não linear, que considera a influência da deformação pós carregamento. Ao nível da segunda ordem expressam-se efeitos globais ( $P-\Delta$ ) e efeitos locais ( $P-\delta$ ) sendo os primeiros exclusivos de estruturas de nós moveis, em que a formação de um momento adicional com o carregamento desencadeia uma relação não linear entre forças e deslocamentos.

### 7.4. CLASSES DE SECÇÕES

A classificação de uma secção transversal é feita de acordo com 4 classes, representativas da resistência e capacidade de formação de rótulas plásticas. Os parâmetros bases desta categorização são os esforços instalados, esbelteza, classe de aço e condição de restrição dos elementos constituintes. As classes 1 e 2 requerem um dimensionamento plástico. Em contrapartida, as classes 3 e 4 um dimensionamento elástico. Na classe 1 os elementos são dúcteis com capacidade de formação de rótulas plásticas e rotações tais que originam mecanismos. A classe 2, apresenta rotações mais limitadas, atingindo o patamar do Momento Plástico. Sem capacidade de alcance do anterior, por limitação da encurvadura, a classe 3 leva apenas as fibras exteriores á cedência. Na classe 4 o Momento Elástico não engloba o contradomínio, deixando a cedência aquém da capacidade da estrutura, consequência dos efeitos de encurvadura local.(CEN, 1991)

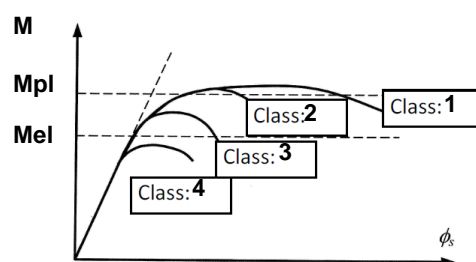
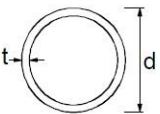


Fig. 34- Curvas de relação momento/curvatura de acordo com a classe da secção; Mpl- Momento Plástico, Mel- Momento elástico,  $\phi_i$ -ângulo de encurvadura (Caetano, 2014)

Em secções poligonais ocas os fenómenos de encurvadura local tendem a ser frequentes, pelo que o controlo e avaliação da capacidade resistente, função da esbelteza, é fundamental. Em secções tubulares de classe 4, o EC3 remete-nos para a EN 1993-1-6. Um método alternativo para análise da encurvadura é o proposto na norma Americana ASCE (Magge, William L, 2006).

Quadro 6- Limites máximos da relação largura espessura para secções tubulares comprimidas – Quadro 5.2  
(página 3 de 3) do EN 1993-1-1 de 2010 (CEN, 2010)

Secções tubulares						
						
Classe	Secção em flexão e/ou compressão					
1	$d / t \leq 50\epsilon^2$					
2	$d / t \leq 70\epsilon^2$					
3	$d / t \leq 90\epsilon^2$					
<i>NOTA: Para <math>d / t &gt; 90\epsilon^2</math> ver a EN 1993-1-6.</i>						
$\epsilon = \sqrt{235 / f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
	$\epsilon^2$	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

## 7.5. DIMENSIONAMENTO À COMPRESSÃO – EN 1993-1-1

Condição base a verificar:

$$N_{Ed} \leq N_{c,Rd} \quad (7.1)$$

$$N_{c,Rd} = \frac{A \times f_y}{\gamma_{M0}}, \text{ classe 1, 2 e 3} \quad N_{c,Rd} = \frac{A_{eff} \times f_y}{\gamma_{M0}}, \text{ classe 4} \quad (7.2) \text{ e } (7.3)$$

$N_{Ed}$ - força de compressão de projeto;  $N_{c,Rd}$ - força de compressão resistente;  $\gamma_{M0}$ - coeficientes de regulamentação;  $A$ - área bruta;  $A_{eff}$ -área efetiva da secção transversal;

Resistência à encurvadura por flexão:

$$N_{Ed} \leq N_{b,Rd} \quad (7.4)$$

$$N_{cb,Rd} = \frac{\chi A \times f_y}{\gamma_{M1}} \text{ classe 1, 2 e 3} \quad N_{cb,Rd} = \frac{\chi A_{eff} \times f_y}{\gamma_{M1}}, \text{ classe 4} \quad (7.5) \text{ e } (7.6)$$

$N_{b,Rd}$  - valor de cálculo do esforço normal resistente à encurvadura de um elemento comprimido;

O fator de redução para o modo de encurvadura relevante representa-se por  $\chi$  calculado a partir do parâmetro  $\phi$  e do coeficiente de esbelteza  $\bar{\lambda}$ .

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad \text{com } \chi \leq 1 \quad (7.7)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (7.8)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{A f_y / N_{cr}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\lambda_1} \quad (7.9)$$

$N_{cr}$  é a carga elástica crítica referida em 7.10.  $L_{cr}$  representa o comprimento de encurvadura,  $i$  o raio de giração e a esbelteza de referência,  $\lambda_1$ , toma o valor de 93,9 $\epsilon$  ( $\epsilon = \sqrt{235/f_y}$ ).


O fator  $\alpha$  depende das curvas de encurvadura.

Quadro 7- Definição do fator de encurvadura  $\alpha$

Curva de encurvadura	$a_0$	a	b	c	d
Factor de imperfeição $\alpha$	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

As curvas de encurvadura para secções tubulares estão representadas no Quadro 6.2. do EN 1993-1-1(CEN, 2010).

Quadro 8- Curvas de encurvadura em função da secção transversal- Quadro 6.2. do EN 1993-1-1

Secção transversal		Limites	Encurvadura em relação ao eixo	Curva de encurvadura	
				S 235 S 275 S 355 S 420	S 460
Secções tubulares		acabadas a quente	qualquer	a	$a_0$
		enformadas a frio	qualquer	c	c

Em situações em que  $\bar{\lambda} < 0,2$  ou  $N_{Ed}/N_{cr} \leq 0,04$  não é necessária a verificação da segurança à encurvadura.

## 7.6. DIMENSIONAMENTO À FLEXÃO – EN 1993-1-1

Condição base a verificar:

$$M_{Ed} \leq M_{c,Rd} \quad (7.10)$$

$$M_{c,Rd} = M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl} \times f_y}{\gamma_{M0}}, \text{ classe 1 e 2} \quad (7.11)$$

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el} \times f_y}{\gamma_{M0}}, \text{ classe 3} \quad (7.12)$$

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{eff} \times f_y}{\gamma_{M0}}, \text{ classe 4} \quad (7.13)$$



$W_{pl}$  e  $W_{el}$  representam o módulo plástico e elástico respetivamente.  $W_{eff}$  corresponde ao módulo da secção efetiva.

### 7.7. DIMENSIONAMENTO AO ESFORÇO TRANSVERSO – EN 1993-1-1

Condição base a verificar:

$$V_{Ed} \leq V_{c,Rd} \quad (7.14)$$

$V_{Ed}$ - esforço transversal de cálculo;  $V_{c,Rd}$ - esforço transversal resistente.

Em cálculo plástico:

$$V_{c,Rd} = V_{pl,Rd} = A_v \frac{f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}} \quad (7.15)$$

$V_{Ed}$ - esforço transversal de cálculo;  $V_{c,Rd}$ - esforço transversal resistente determinada por:

$$A_v = \frac{2A}{\pi} \quad (7.16)$$

Em cálculo elástico:

$$\tau_{Ed} \leq \frac{f_y}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \quad (7.17)$$

$$\tau_{Ed} \text{ é a tensão tangencial máxima obtida por: } \tau_{Ed} = \frac{V_{Ed}}{I_t} \quad (7.18)$$

### 7.8. FLEXÃO COM ESFORÇO TRANSVERSO – EN 1993-1-1

Em situações cujo esforço transversal se verifique inferior a metade do esforço transversal plástico resistente, o seu efeito sobre o momento fletor resistente pode ser desprezado caso não haja redução da resistência pela encurvadura:

$$V_{Ed} \leq 0,5V_{pl,Rd} \quad (7.19)$$

Nas restantes situações considera-se um momento reduzido na área de corte:

$$(1 - \rho) \cdot f_y, \text{ onde } \left( \frac{2V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2 \quad (7.20)$$

### 7.9. DIMENSIONAMENTO À FLEXÃO COMPOSTA – EN 1993-1-1

Condição base a verificar:

$$M_{Ed} \leq M_{N,Rd} \quad (7.21)$$

$M_{N,Rd}$  é o momento plástico resistente reduzido pelo esforço axial.

Em cálculo plástico, classes 1 e 2:

$$M_{N,Rd} = M_{pl,y,Rd} \quad (7.22)$$

$$\left[ \frac{M_{y,Ed}}{M_{N,y,Rd}} \right]^{\alpha} \leq 1 ; \alpha = 2 \quad (7.23)$$

Segundo a norma EN 1993-1-1, secção 6.2.9, para secções circulares tubulares o Momento plástico vem:

$$M_{N,y,Rd} = M_{pl,y,Rd} (1 - n) / (1 - 0,5a_w) \quad (7.24)$$

$$n = \frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} \quad (7.25)$$

Em cálculo elástico, classe 3:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{W_{el,yfy}} \leq 1 \quad (7.26)$$

Para verificar a segurança relativamente à encurvadura por flexão num elemento tubular de secção transversal circular submetido á compressão e flexão composta a expressão utilizada é:

$$\frac{\frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk}}}{\gamma_{M1}} + k_{yy} \frac{\frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{M_{y,Rk}}}{\frac{\chi_{LT}}{\gamma_{M1}}} \leq 1 \quad (7.27)$$

O  $\Delta M_{y,Ed}$  corresponde ao acréscimo de momento fletor em secções Classe 4 provocado pela diferenciação de centros de gravidade.  $\chi_i$  são os fatores de redução.

Os fatores de interação  $k_{xy}$  poderão ser determinados por dois métodos expressos na norma em estudo. No âmbito desta dissertação apenas se considera o método 2.

Sujeitos a um momento uniforme as estruturas do tipo torre tubular secção cilíndrica apresentam um  $C_{mi}$  equivalente a 0,9 e um  $\chi_{LT}$  unitário, por não se verificar encurvadura lateral em secções tubulares. As tabelas do método 2 do EC3, expressas de seguida, não apresentam qualquer referência a secções tubulares circulares. Face a esta inconveniência os fatores  $k$  serão estimados como que para secções quadradas.

Quadro 9- Fatores de interação expresso no Quadro B.2 do EN 1993-1-1

Factores de interacção	Tipo de secções	Hipóteses de cálculo	
		Propriedades elásticas das secções transversais	Propriedades plásticas das secções transversais
		Classe 3, Classe 4	Classe 1, Classe 2
$k_{yy}$	Secções em I Secções tubulares rectangulares	$C_{my} \left( 1 + 0,6 \bar{\lambda}_y \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{my} \left( 1 + 0,6 \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$	$C_{my} \left( 1 + (\bar{\lambda}_y - 0,2) \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{my} \left( 1 + 0,8 \frac{N_{Ed}}{\chi_y N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
$k_{yz}$	Secções em I Secções tubulares rectangulares	$k_{zz}$	$0,6 k_{zz}$
$k_{zy}$	Secções em I Secções tubulares rectangulares	$0,8 k_{yy}$	$0,6 k_{yy}$
$k_{zz}$	Secções em I	$C_{mz} \left( 1 + 0,6 \bar{\lambda}_z \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left( 1 + 0,6 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$	$C_{mz} \left( 1 + (2\bar{\lambda}_z - 0,6) \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left( 1 + 1,4 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
	Secções tubulares rectangulares		$C_{mz} \left( 1 + (\bar{\lambda}_z - 0,2) \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$ $\leq C_{mz} \left( 1 + 0,8 \frac{N_{Ed}}{\chi_z N_{Rk} / \gamma_{M1}} \right)$
Para secções em I e H e para secções tubulares rectangulares submetidas a compressão axial e a flexão recta $M_{y,Ed}$ , o factor $k_{zy}$ poderá considerar-se $k_{zy} = 0$ .			

## 7.10. CARGA CRÍTICA

Da teoria da estabilidade elástica, provém a carga crítica de elementos isolados, carga de Euler, limiar a partir do qual as deformações transversais do elemento começam a ser evidentes (Caetano, 2014). Denominada por  $N_{cr}$  é expressa por:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{Le^2} \quad (7.28)$$

Sendo E o módulo de elasticidade do material e I o momento de inercia. A esbelteza do elemento é determinada pelo comprimento de encurvadura Le sendo:

$$\lambda = \frac{Le}{i} \quad (7.29)$$

A esbelteza normalizada calcula-se pela expressão (7.9).

## 7.11. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO O MÉTODO ASCE

Referida anteriormente, a metodologia ASCE pressupõe a redução da tensão máxima admissível em função da esbelteza e do material. Baseado em resultados experimentais permitiu a formulação de expressões para cálculo da redução da capacidade resistente (Antunes, 2008; Magge, William L, 2006).

Para secções circulares temos:

Quadro 10- Tensão admissível em secções circulares de acordo com a ASCE

Secção circular	
Compressão	Flexão
$F_a = F_y$ $\frac{D_0}{t} \leq \frac{26220}{F_y}$ $F_a = 0,75 \times F_y + \frac{6555}{D_0}$ $\frac{41400}{F_y} \leq \frac{D_0}{t} \leq \frac{82800}{F_y}$	$F_a = F_y$ $\frac{D_0}{t} \leq \frac{41400}{F_y}$ $F_a = 0,70 \times F_y + \frac{12420}{D_0}$ $\frac{41400}{F_y} \leq \frac{D_0}{t} \leq \frac{82800}{F_y}$
<p><math>F_a</math> – tensão de cedência (MPa)</p> <p><math>F_y</math> – tensão máxima limitada pela encurvadura local (MPa)</p> <p><math>D_0</math> – diâmetro da secção média (mm)</p> <p><math>t</math> – espessura da secção média</p>	

A verificação de segurança culmina na expressão baseada no critério de Hencky-Mises:

$$\left( \frac{N_{sd,x}}{A} + \frac{M_{sd,x}}{W_x} + \frac{M_{sd,y}}{W_y} \right) + 3 \cdot \left( \frac{V_{sd}}{A_c} + \frac{T_{sd}}{J_t} \right) \leq F_y^2 \text{ ou } F_a^2 \quad (7.30)$$

Onde  $N_{sd,x}$  - o Esforço Axial;  $A$  - área bruta;  $A_c$  - área de corte;  $M_{sd,x}$  - Valor de cálculo do momento fletor segundo x;  $M_{sd,y}$  - Valor de cálculo do momento fletor segundo y;  $V_{sd}$  - Esforço de corte;  $T_{sd}$  - Momento torsor;  $J_t$  - Módulo de torsão.

Uma vez em contorno fechado, o módulo de torção é:

$$J_t = A_{media} \cdot e_m \quad (7.31)$$

$A_{media}$  é a área definida pelo contorno médio e  $e_m$  a espessura média da secção.

## 7.12. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO A NORMA EN 1993-1-6

Em conformidade com o a EN 1993-1-6 a verificação de estabilidade deverá ser feita para o estado limite plástico e estado limite á encurvadura(CEN, 2007). O procedimento exposto requer que as tensões meridionais, circunferenciais e tangenciais atuantes se confirmem inferiores às resistentes.

### 7.12.1. CÁLCULO DE TENSÕES MERIDIONAIS:

$$\sigma_{x,Ed} = \frac{F_x}{2\pi r t} \pm \frac{M}{\pi r^2 t} \quad (7.32)$$

Condição base:

$$\sigma_{x,Ed} \leq \sigma_{x,Rd} = \frac{\chi_x f_y}{\gamma_{M1}} \quad (7.33)$$

Onde

$$\chi = 1; \text{ Se } \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \quad (7.34)$$

$$\chi = 1 - \beta \left( \frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^n; \text{ Se } \bar{\lambda}_0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_p \quad (7.35)$$

$$\chi = \frac{\alpha}{\bar{\lambda}^2}; \text{ Se } \bar{\lambda} > \bar{\lambda}_p \quad (7.36)$$

Com  $\bar{\lambda}_{x0} = 0,2$  ou para cilindros longos  $\bar{\lambda}_{x0} = 0,2 + \left( \frac{\sigma_{xe,M}}{\sigma_{x,Ed}} \right)$ .

$\bar{\lambda}_{\theta 0}$  e  $\bar{\lambda}_{r0} = 0,4$ ;  $\beta = 0,6$  e  $\eta = 1$ .

A esbelteza relativa plástica representa-se por:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\beta}} \quad (7.37)$$

Por sua vez a esbelteza relativa meridional:

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{x,Rcr}}} \quad (7.38)$$

O fator de imperfeição meridional elástico é  $\alpha_x$ :

$$\alpha_x = \frac{0,62}{1+1,91 (\Delta w_k/t)^{1,44}} \quad (7.39)$$

A amplitude de imperfeição:

$$\Delta w_k = \frac{1}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} \cdot t \quad (7.40)$$

Q depende do fabrico e do material C.

A tensão meridional: (D.1.2 da BS EN 1993-1-6)(CEN, 2007)

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 \cdot E \cdot C_x \frac{t}{r} \quad (7.41)$$

E o comprimento da casca adimensional:

$$\omega = \frac{l}{r} \sqrt{\frac{r}{t}} = \frac{l}{\sqrt{rt}} \quad (7.42)$$

Os valores de  $C_x$  vem:

Quadro 11- Valores de  $C_x$  função dos diferentes comprimentos de casca

Cilindro Curto	$C_x = 1,36 - \frac{1,83}{\omega} + \frac{2,07}{\omega^2}$	Se $\omega \leq 1,7$
Cilindro Médio	$C_x = 1$	Se $1,7 \leq \omega \leq 0,5 \frac{r}{t}$
Cilindro Longo	$C_x = \max \left\{ 1 + \frac{0,2}{C_{xb}} \left[ 1 - 2\omega \frac{t}{r} \right]; 0,6 \right\}$	Se $\omega > 0,5 \frac{r}{t}$

$C_{xb}$  é expresso na norma EN 1993-1-6 e depende das condições de fronteira.

Caso um cilindro longo cumpra as seguintes condições:

$$\frac{r}{t} \leq 150 ; \omega \leq 6 \frac{r}{t} ; 500 \leq \frac{E}{f_y} \leq 1000 \quad (7.43)$$

Então:

$$C_x = 0,6 + 0,4 \left( \frac{\sigma_{xe,M}}{\sigma_{x,Ed}} \right) \quad (7.44)$$

#### 7.12.2. CÁLCULO DE TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS:

As tensões circunferenciais representam, sob a forma de tensão constante, a pressão do vento exercida no perímetro da casca. Como consta nas Fig.6 e 7 a assimetria e a variação de pressões numa secção transversal, confirma-se de difícil análise, pelo que considerar uma uniformidade da mesma com valor conhecido simplifica o estudo.

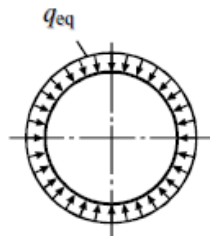


Fig. 35- Representação da pressão equivalente, no perímetro de casca de um cilindro – EN 1993-1-6

A pressão equivalente  $q_{eq}$  tem a expressão:

$$q_{eq} = k_w q_{w,max} \quad (7.45)$$

Onde  $q_{w,max}$  é a pressão máxima exercida pelo vento e

$$k_w = 0,46 \left( 1 + 0,1 \sqrt{\frac{c_\theta r}{w t}} \right) \quad (7.46)$$

Como tensão circunferencial temos:

$$\sigma_{\theta,Ed} = (q_{eq} + q_s) \left( \frac{r}{t} \right) \quad (7.47)$$

O parâmetro  $q_s$  representa a sucção interna, que pode ser desprezado.

A verificação dos Estados Limites Últimos:

$$\sigma_{\theta,Ed} \leq \sigma_{\theta,Rd} = \frac{\chi_\theta f_{yk}}{\gamma_{M1}} \quad (7.48)$$

A esbelteza circunferencial normalizada: [EN1993-1-6 8.5.2 (6)]

$$\bar{\lambda}_\theta = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\sigma_{\theta,Rcr}}} \quad (7.49)$$

Sendo a tensão crítica obtida pelo Quadro 12.

Quadro 12- Valores da tensão crítica circunferencial função dos diferentes comprimentos de casca e parâmetros de fronteira  $C_\theta$  e  $C_{\theta\sigma}$  dependentes das condições fronteira

Cilindro Curto	$\sigma_{\theta,Rcr} = 0,92 \cdot E \cdot \left( \frac{C_\theta}{\omega} \right) \cdot \left( \frac{t}{r} \right)$	Se $\frac{\omega}{C_\theta} \leq 20$
Cilindro Médio	$\sigma_{\theta,Rcr} = 0,92 \cdot E \cdot \left( \frac{C_\theta}{\omega} \right) \cdot \left( \frac{r}{t} \right)$	Se $20 \leq \frac{\omega}{C_\theta} \leq 1,63 \frac{r}{t}$
Cilindro Longo	$\sigma_{\theta,Rcr} = E \cdot \left( \frac{t}{r} \right)^2 \left[ 0,275 + 2,03 \left( \frac{C_\theta}{\omega} \cdot \frac{r}{t} \right)^4 \right]$	Se $\frac{\omega}{C_\theta} > 1,63 \frac{r}{t}$

### 7.12.3. CÁLCULO DE TENSÕES TANGENCIAIS:

Obtidas pelo quociente entre o esforço transversal e a área da secção as tensões tangenciais expressam-se:

$$\tau_{x\theta,Ed} = \frac{V}{\pi r t} \quad (7.50)$$

Verificação dos Estados Limites Últimos pela condição:

$$\tau_{x\theta,Ed} \leq \tau_{x\theta,Rd} = \frac{\chi_\tau f_{yk}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (7.51)$$

Conhecida a esbelteza normalizada tangencial:

$$\bar{\lambda}_\tau = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\sqrt{3} \cdot \tau_{\theta,Rcr}}} \quad (7.52)$$

Calcula-se o fator  $\chi_\tau$  pelas condições anteriormente referidas.

A tensão crítica tangencial:

$$\tau_{x\theta,Rcr} = 0,75 \cdot E \cdot C_\tau \frac{t}{r} \sqrt{\frac{1}{w}} \quad (7.53)$$

De onde o parâmetro  $C_\tau$  deriva das condições:

Quadro 13- Valores de  $C_\tau$  dependente das condições fronteira.

Cilindro Curto	$C_\tau = \sqrt{1 + \frac{42}{\omega^2}}$	Se $\omega \leq 10$
Cilindro Médio	$C_\tau = 1$	Se $10 \leq \omega \leq 8,7 \frac{r}{t}$
Cilindro Longo	$C_\tau = \frac{1}{3} \sqrt{\omega + \frac{t}{r}}$	Se $\omega > 8,7 \frac{r}{t}$

#### 7.12.4. INTERAÇÃO DE TENSÕES

No intuito de englobar as diferentes naturezas de tensões, na análise da interação de tensões, recorre-se ao critério de *Von Mises* para cálculo da tensão resultante de dimensionamento  $\sigma_{eq,Ed}$ :

$$\sigma_{eq,Ed} = \sqrt{\sigma_{x,Ed}^2 + \sigma_{\theta,Ed}^2 - \sigma_{x,Ed}\sigma_{\theta,Ed} + 3 \cdot \tau_{x\theta,Ed}^2} \quad (7.54)$$

A condição a verificar para garantir segurança à cedência:

$$\sigma_{eq,Ed} \leq \sigma_{eq,Rd} = \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (7.55)$$

A verificação da interação da combinação de tensões de membrana é avaliada pela expressão:

$$\left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\sigma_{x,Rd}}\right)^{k_x} - k_i \left(\frac{\sigma_{x,Ed}}{\sigma_{x,Rd}}\right) \left(\frac{\sigma_{\theta,Ed}}{\sigma_{\theta,Rd}}\right) + \left(\frac{\sigma_{\theta,Ed}}{\sigma_{\theta,Rd}}\right)^{k_\theta} + \left(\frac{\tau_{x\theta,Ed}}{\tau_{x\theta,Rd}}\right)^{k_\tau} \leq 1 \quad (7.56)$$

Os parâmetros  $k$  são expresso no anexo D da EN1933-1-6.

$$k_x = 1,25 + 0,75\chi_x; \quad k_\theta = 1,25 + 0,75\chi_\theta; \quad k_\tau = 1,25 + 0,25\chi_\tau; \quad k_i = (\chi_x \cdot \chi_\theta)^2 \quad (7.57)$$



# 8

## CASO DE ESTUDO

### 8.1. INTRODUÇÃO

O intuito desta dissertação, proposta pela Metalgalva, é proceder ao redimensionamento da estrutura de um projeto já implementado, tendo em consideração uma política racionalista, com vista numa solução mais económica, de menor consumo de aço, que verifique a segurança num estado limite último. O projeto em mãos, localizado em Mériel (França) consiste num mastro tubular de telecomunicações com 22 metros de altura mais um incremento de 3 metros para encobrimento das antenas. A torre está sobredimensionada com uma espessura de 12mm de forma a não apresentar vibrações provocadas pelo fluxo do vento. De forma a verificar todas as disposições de segurança, com a exceção do desprendimento de vórtices, a espessura requerida é de 6 mm. Para as mesmas condições de projeto, pretende-se uma torre de secção poligonal constante em altura, que englobe uma metodologia de controlo do efeito de desprendimento de vórtices perante a ação do vento.

Quadro 14- Características do projeto

Altura total:	22m+3m
Diâmetro de topo:	1200mm
Diâmetro de base:	1200mm
Número de troços:	4
Número de lados:	40
Espessura:	6mm
Classe de Aço:	S275
Tensão de rotura ( $f_u$ ):	430 MPa
Tensão de cedência ( $f_y$ ):	275 MPa
Módulo de elasticidade (E):	210000 MPa
Módulo de Distorção (G):	81000 MPa
Coeficiente do <i>Poisson</i> ( $\nu$ ):	0,3
Coeficiente de dilatação térmica ( $\alpha$ ):	$12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
Humidade relativa no Inverno (%)	85%
Humidade relativa no Verão (%)	68%

### 8.2. AÇÃO DO VENTO

Situado, o mastro, em França houve especial atenção no NF EN 1991-1-4/NA (CSTB, 2008). O coeficiente de orografia adotado foi  $c_0(z)=1$  para uma Zona 2 de velocidade base equivalente a 24m/s.

Para uma categoria do terreno IIIb, os parâmetros  $z_0$  e  $z_{\min}$  são respetivamente 0,5 e 9 m com  $z_{0,II}$  de 0,05 m.

Catégorie de terrain		$z_0$ [m]	$z_{\min}$ [m]
0	Mer ou zone côtière exposée aux vents de mer ; lacs et plans d'eau parcourus par le vent sur une distance d'au moins 5 km	0,005	1
II	Rase campagne, avec ou non quelques obstacles isolés (arbres, bâtiments, etc.) séparés les uns des autres de plus de 40 fois leur hauteur	0,05	2
IIIa	Campagne avec des haies ; vignobles ; bocage ; habitat dispersé	0,20	5
IIIb	Zones urbanisées ou industrielles ; bocage dense ; vergers	0,5	9
IV	Zones urbaines dont au moins 15 % de la surface sont recouvertes de bâtiments dont la hauteur moyenne est supérieure à 15 m ; forêts	1,0	15
NOTE 1 Les catégories de terrain sont illustrées par les photographies aériennes des figures 4.6(NA) à 4.14(NA).			
NOTE 2 Le coefficient de rugosité, fonction de la catégorie de terrain et de la hauteur $z$ , est illustré à la figure 4.15(NA).			

Fig. 36- Categorias e parâmetros do terreno segundo Tableau 4.1 do Anexo Nacional Francês

Conhecido o peso volúmico do ar  $\rho_{ar} = 1,225 \text{ kg/m}^3$  – referido na “Clause 4.5 (1) NOTE 2” do NF EN 1991-1-4 - e com recurso às expressões do Eurocódigo, expressas nos capítulos 5 obteve-se:

Quadro 15- Processo de cálculo I etapa

$z$ (m)	$D$ (m)	$t$ (mm)	$c_r(z)$	$v_m$ (m/s)	$I_v$	$q_p$ (Pa)	$v$ pico (m/s)
22	1,2	6	0,845	20,274	0,264	717,458	34,225
19	1,2	6	0,812	19,488	0,275	680,287	33,327
16	1,2	6	0,774	18,568	0,289	637,677	32,266
11	1,2	6	0,690	16,560	0,324	548,374	29,922
7	1,2	6	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645
5	1,2	6	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645
0	1,2	6	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645

Perante uma viscosidade cinemática do ar de  $\nu = 15 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$  e uma velocidade de pico do vento de  $v = \sqrt{2 \cdot \frac{q_p}{\rho}}$  é calculado  $c_{f,0}$  de acordo com a expressão da Figura 7.28 do EC1-4.

Como se trata de uma seção circular (polígono de 40 lados) o índice de cheios é  $\phi=1$ . A esbelteza recomendada obtém-se por interpolação dos valores padrão fornecidos no Quadro 7.16 do EC1-4.

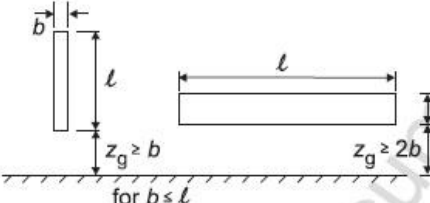
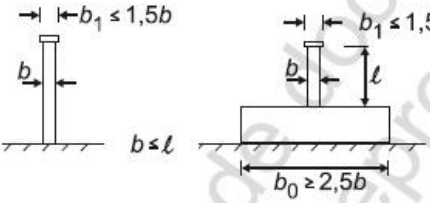
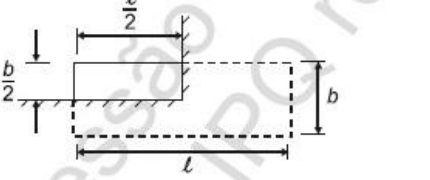
N.º	Posição da estrutura, vento perpendicular ao plano da figura	Esbelteza efectiva $\lambda$	Esbelteza efectiva $\lambda$
1		Para elementos com secção poligonal, perfis com arestas vivas e estruturas treliçadas: - para $\ell \geq 50$ m, o menor dos valores $\lambda = 1,4 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ ; - para $\ell < 15$ m, o menor dos valores $\lambda = 2 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ .	Para elementos com secção poligonal, perfis com arestas vivas e estruturas treliçadas: - para $\ell \geq 50$ m, o menor dos valores $\lambda = 1,4 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ ; - para $\ell < 15$ m, o menor dos valores $\lambda = 2 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ .
2		Para cilindros de base circular: - para $\ell \geq 50$ m, o menor dos valores $\lambda = 0,7 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ ; - para $\ell < 15$ m, o menor dos valores $\lambda = \ell/b$ ou $\lambda = 70$ .	Para cilindros de base circular: - para $\ell \geq 50$ m, o menor dos valores $\lambda = 0,7 \ell/b$ ou $\lambda = 70$ ; - para $\ell < 15$ m, o menor dos valores $\lambda = \ell/b$ ou $\lambda = 70$ .
3		Para valores intermédios de $\ell$ , deverá ser efectuada uma interpolação linear.	Para valores intermédios de $\ell$ , deverá ser efectuada uma interpolação linear.

Fig. 37- Valores de  $\lambda$  recomendados para cilindros – Quadro 7.16 da NP EN 1991-1-4

Uma vez sendo o mastro de secção constante também a esbelteza o verifica, num valor de  $\lambda = 0,94 \cdot \frac{\ell}{b}$ .  
Obtiveram-se os coeficientes de força:

Quadro 16-Processo de cálculo II etapa

z (m)	D (m)	Re	k/b	cf,0	$\lambda$	$\psi_\lambda$	cf
22	1,2	2,74E+06	1,67E-04	0,774	17,233	0,761	0,589
19	1,2	2,67E+06	1,67E-04	0,773	17,233	0,761	0,588
16	1,2	2,58E+06	1,67E-04	0,771	17,233	0,761	0,586
11	1,2	2,39E+06	1,67E-04	0,766	17,233	0,761	0,583
7	1,2	2,29E+06	1,67E-04	0,763	17,233	0,761	0,580
5	1,2	2,29E+06	1,67E-04	0,763	17,233	0,761	0,580
0	1,2	2,29E+06	1,67E-04	0,76	17,233	0,761	0,580

O parâmetro k é a rugosidade superficial equivalente que no caso do aço galvanizado assume o valor de  $k=0,2$ . Por sua vez o “b” é no caso em estudo igual ao diâmetro da torre. Para o cálculo das forças exercidas pelo vento é necessária a determinação do fator de estrutura também ele apoiado em parâmetros a calcular de acordo com a metodologia referenciada anteriormente. Foi reproduzido um modelo da estrutura no software *Robot Strutural Analysis* do qual se obtiveram, por análise modal, as frequências próprias da estrutura:

- Apenas considerando o peso próprio da estrutura cilíndrica metálica (22m):  $n=n_{1,x}=2,506$  Hz;
- Uma vez referenciado, nas notas de cálculo da *Metalogalva*, um carregamento vertical de 5 kN, assumindo que este representa o peso das antenas e dos 3m superiores da torre, procedeu-se à

sua conversão em massa, para uma correta execução de qualquer análise dinâmica. Obteve-se:  
 $n=n_{1,x}=2,02$  Hz;

Comparando à obtida pelo Anexo F.2 da NP EN1991-1-4 de  $n_1=2,33$  Hz, utiliza-se  $n_{1,x}=2,02$  Hz, por garantir melhor precisão. Segundo a Figura 38 o  $z_s$  respeita a expressão  $z_s=0.6.h \geq z_{\min}$ .

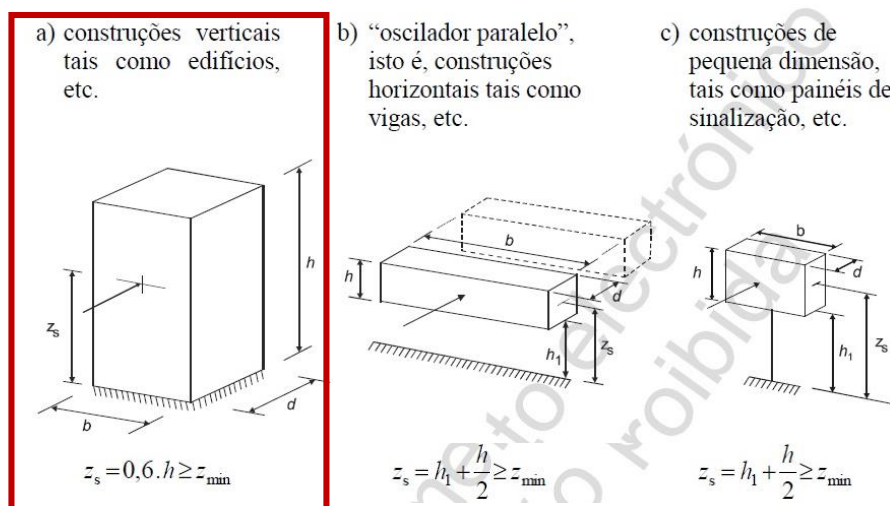


Fig. 38- Formas gerais das construções abrangidas pelo método de cálculo – Figura 6.1 da NP EN1991-1-4

Quadro 17- Processo de cálculo III etapa

$Z_t$ (m)	$\alpha$	$z_s$ (m)	$L(z_s)$	$B^2$			
200	0,635342641	13,2	53,34911	0,652481			
$c_r(z_s)$	$v_m(z_s)$ (m/s)	$f_L(z_s,n)$	$S_L(z_s,n)$	$\eta_h$	$\eta_b$		
0,730715	17,53715522	5,31546	0,045143	10,0831	0,549987		
$R_h$	$R_b$	$\mu_e$ (kg/m)	$\delta_s$	$\delta_a$	$\delta_d$	$\delta$	$R^2$
0,0943	0,7155	178,9497	0,0120	0,0174	0,0000	0,0293	0,5116
$v$ (Hz)	$k_p$	$C_s C_d$					
1,339134	3,821624683	1,121332					

Quadro 18- Processo de cálculo IV etapa

$z$ (m)	$D$ (m)	$c_f$	$q_p$ (Pa)	$A_{ref}$ (m <sup>2</sup> /m)	$F_w$ (N/m)
22	1,2	0,589	717,458	1,2	568,749
19	1,2	0,588	680,287	1,2	538,113
16	1,2	0,586	637,677	1,2	503,063
11	1,2	0,583	548,374	1,2	429,869
7	1,2	0,580	502,576	1,2	392,4891
5	1,2	0,580	502,576	1,2	392,489
0	1,2	0,580	502,576	1,2	392,489
				$\Sigma$	10302,8

Revela-se essencial destacar a diferença inerente às áreas utilizadas no processo de cálculo. A mesma é expressa na imagem seguinte.

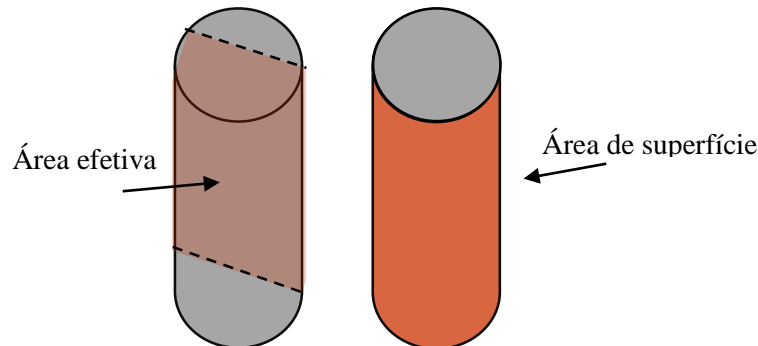


Fig. 39- Distinção entre Área efetiva e área de superfície

### 8.3. DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

De acordo com os critérios enunciados e descritos na NP EN 1991-1-4, esta estrutura deve ser verificada entrando em consideração com o efeito de desprendimento de vórtices.

De acordo com o capítulo 5.4 determinou-se a influência do vento na direção lateral pela quantificação da força respetiva ( $F_{w\_vortices}$ ).

Parâmetros de cálculo:

Quadro 19- Processo de cálculo V etapa – Equações no capítulo 5.4

St	v critico	Re(v critico)	Maior <sub>dim</sub> /menor <sub>dim</sub>
0,18	<b>13,467</b>	1,08E+06	<b>18,333</b>

O número de Strouhal utilizado é o correspondente a uma secção circular, aproximação feita pelo elevado número de lados do polígono da secção transversal.

#### 8.3.1. MÉTODO 2 DO EN 1991-1-4

Quadro 20- Processo de cálculo VI etapa – capítulo 5.4.2

$K_a$	Cc	$a_L$	Sc	$c_1$	$c_2$	$(\sigma_y/b)^2$	$\sigma_y$	$k_p$	$y_{F,max}$	Fw(kN)
1	0,01	0,4	2,435	6,45E-02	8,20E-06	1,29E-01	0,431	1,416	0,61	17,6

$K_a$ , Cc e  $a_L$  são determinados consoante o número de Reynolds e as limitações do anexo E do Eurocódigo referido. A força obtida revela-se bastante expressiva em termos de valor, condicionando a estrutura ao ponto de comprometer a sua segurança e resistência em cenários de ocorrência do efeito de desprendimento de vórtices. O coeficiente lateral, calculado pela fórmula (2.18), nesta situação é de  $C_L=2,64763$ , valor muito desfasado do coeficiente de força obtido através da NP EN 1991-1-4.

Considerou-se uma solução de 3 cintas helicoidais implementadas com igual espaçamento e ângulo de inclinação de 45° com geometria média dentro dos limites conhecidos- Quadro 21 e 22. De acordo com

o estipulado na EN 1993 3 2 esta metodologia irá adulterar os valores, quer da força, quer dos coeficientes de força, como podemos constatar:

Quadro 21- Processo de cálculo VII etapa

$p_{min}(m)$	$p_{max}(m)$	$e_{min}(mm)$	$e_{max}(mm)$	$l_{s,min}(m)$	$l_{s,max}(m)$
5,4	6	0,12	0,144	6,6	11

Quadro 22- Processo de cálculo VIII etapa – Capítulo 5.4.2

$p(m)$	$e(mm)$	$l_s(m)$	$\alpha$	$y_{F,max,cintas}$	$Fw_{cintas}(kN)$
5,7	0,132	8,8	0,216	0,13	3,801

Com um  $C_L=0,571888$ , calculado pela fórmula (2.18).

### 8.3.2. MÉTODO 1 DO EN 1991-1-4

Seguindo agora o método 1, apropriado para a generalidade das estruturas, o valor obtido para os diversos parâmetros é expresso na tabela abaixo.

Quadro 23- Processo de cálculo IX etapa – capítulo 5.4.1

Parâmetros	Valor
$n_{i,y}(Hz)$	2,02
$St$	0,18
$Sc$	2,435
$y_F(sj)/b$	0,008333
$L_j(m)$	7,2
$v_m(m/s)$	19,316
$C_{lat,0}$	0,2
$C_{lat}$	0,2
$K_W$	0,696
$K$	0,13
$y_{F,max}$	0,229252
$N$	$3,47 \times 10^5$
$Fw(kN)$	6,609

Para uma mesma solução de cintas, e um  $\alpha$  de 0,216:

Quadro 24- Processo de cálculo X etapa

$\alpha$	$y_{F,max,cintas}$	$Fw_{cintas}(kN)$
0,216	0,05	1,427

O  $C_L$  toma um valor de 0,214770326.

Como é possível constatar, há uma variação significativa entre métodos, nos valores obtidos para o deslocamento máximo e força transversal.

#### 8.4. COMBINAÇÃO DE AÇÕES - ELU

De acordo com a EN 1991-3-1 a combinação para os ELU revê-se na expressão:

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} \cdot G_{K,j} + \gamma_{Q,1} \cdot Q_{K,1} \sum_{i \geq 2} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{K,i} \quad (8.1)$$

Onde os coeficientes assumem os valores:

Quadro 25- Coeficientes de cálculo das ações

Efeito	Classe de confiança	Ações permanentes ( $\gamma_G$ )	Ações Variáveis ( $\gamma_Q$ )
Desfavoráveis	1	1	1,2
	2	1,1	1,4
	3	1,2	1,6
Favoráveis	Todas	1	0

Os valores adotados para um efeito desfavorável são  $\gamma_{G,j}=1,2$  e  $\gamma_{Q,j}=1,6$

A ação padrão neste caso é:

$$\sum_{i \geq 1} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{K,i} 1,2G + 1,6 \cdot Q_{vento} \quad (8.2)$$

#### 8.5. COMBINAÇÃO DE AÇÕES - ELUT

Num Estado Limite de Utilização é considerada combinação frequente:

$$\sum_{j \geq 1} G_{K,j} + \psi_{1,i} \cdot Q_{K,1} \sum_{i \geq 2} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{2,i} \cdot Q_{K,i} \quad (8.3)$$

Os coeficientes da ação do vento são  $\psi_0=0,6$ ;  $\psi_1=0,2$  e  $\psi_2=0$  de acordo com o Quadro A1.1 (CEN,1990).

Ação	$\psi_0$	$\psi_1$	$\psi_2$
Ação do vento em edifícios (ver a EN 1991-1-4)	0,6	0,2	0

Fig. 40- Valores recomendados para os coeficientes  $\psi$  - Quadro A1.1 do NP EN 1990

A ação representa-se:

$$G + 0,2 \cdot Q_{vento} \quad (8.4)$$

## 8.6. CLASSIFICAÇÃO DA SECÇÃO

Em conformidade com o EN 1993-1-1 temos que  $\varepsilon = \sqrt{235/f_y} = 0,924$ . Sendo  $D=1,2$  m e  $t=6$  mm a secção em estudo é da classe 4, sujeita a encurvadura local. Não é necessário proceder á subdivisão da estrutura uma vez que a secção é constante.

## 8.7. ESFORÇOS DE DIMENSIONAMENTO

Para a combinação de ELU expressa anteriormente- Capítulo 8.4:

$$1,2G + 1,6 \cdot Q_{vento} \quad (8.5)$$

Apresentam-se os esforços atuantes em cada secção obtidos no software Robot, para o perfil de velocidades do vento.

Quadro 26- Esforços atuantes no mastro – Robot

z(m)	V <sub>Ed</sub> (kN)	N <sub>Ed</sub> (kN)	M <sub>Ed</sub> (kNm)
22	0	6	0
19	2,66	12,32	-4,02
16	5,16	18,64	-15,78
11	8,89	29,17	-51,13
7	11,52	37,6	-92,02
5	12,77	41,81	-116,31
0	15,91	52,35	-188,04

Uma vez com secção transversal de Classe 4 há que proceder ao dimensionamento segundo a EN1993-1-6, de forma a evitar encurvadura local.

Cálculo das tensões meridionais, circunferenciais e tangenciais atuantes, sabendo que o diâmetro e espessura da torre são constantes, de valor 1,2 m e 0,006 m, respetivamente:

Quadro 27- Tensões Meridionais, circunferenciais e tangenciais

z (m)	$\omega$	$\sigma_{x,N}$ (Mpa)	$\sigma_{x,M}$ (Mpa)	$\sigma_{x,Ed}$ (Mpa)	$q_w$ (Kpa)	$k_w$	$q_{eq}$ (Kpa)	$\sigma_{\theta,Ed}$ (Mpa)	$\tau_{\theta,Ed}$ (Mpa)
22	16,67	0,27	0,00	0,27	0,72	0,65	0,47	0,05	0,00
19	16,67	0,54	-0,59	1,14	0,68	0,65	0,44	0,04	0,24
16	16,67	0,82	-2,33	3,15	0,64	0,65	0,41	0,04	0,46
11	16,67	1,29	-7,53	8,82	0,55	0,65	0,36	0,04	0,79
7	16,67	1,66	-13,56	15,22	0,50	0,65	0,33	0,03	1,02
5	16,67	1,85	-17,14	18,99	0,50	0,65	0,33	0,03	1,13
0	16,67	2,31	-27,71	30,03	0,50	0,65	0,33	0,03	1,41

## 8.8. VERIFICAÇÃO DOS ELU

Conhecidos os esforços de dimensionamento requer-se, nesta fase, o valor dos parâmetros resistentes. Para tal, foi aplicado o procedimento da norma EN 1993-1-6 abordado em capítulo 7.12.



Cálculo das tensões meridionais resistentes:

Quadro 28- Parâmetros de cálculo

$\beta$	$\lambda_{x0}$	$\lambda_{\theta 0}$	$\lambda_{\tau 0}$	$\eta$	$Q$
0,6	0,2	0,4	0,4	1	16

Quadro 29- Tensões Meridionais resistentes

$z$ (m)	$D$ (m)	$t$ (mm)	$\Delta \omega_k$	$\alpha$	$\lambda_p$	$C_x$	$C_{x,n}$	$\sigma_{x,Rcr}$ (Mpa)	$\lambda_x$	$\chi$	$\sigma_{x,Rd}$ (Mpa)
22	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
19	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
16	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
11	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
7	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
5	1,2	6	3,75	0,31	0,89	1,00	0,60	1270,50	0,47	0,77	192,07
0	1,2	6	3,75	0,31	0,89	0,79	0,79	1002,28	0,52	0,72	197,21

O esforço médio resistente crítico determina-se por  $N_{Rcr} = (\overline{\text{TensõesRd}}) \times A$ . No caso das tensões meridionais assume um valor de  $N_{Rcr,x} = 28594,34$  kN.

Cálculo das tensões circunferenciais sendo que  $c_{0s} = c_0 = 1,5$ :

Quadro 30- Tensões Circunferenciais resistentes

$z$	$D$	$W/C_\theta$	$\sigma_{\theta,Rcd}$	$\alpha_\sigma$	$\lambda_{p\sigma}$	$\lambda_\theta$	$\chi_\sigma$	$\sigma_{\theta,Rd}$
22,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
19,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
16,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
11,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
7,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
5,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079
0,0	1,2	11,111	0,174	0,5	1,118	39,769	3,16E-	0,079

O esforço médio resistente crítico assume um valor de  $N_{Rcr,\theta} = 3,91$  kN.

Cálculo das tensões tangenciais:

Quadro 31- Tensões Tangenciais resistentes

$z$ (m)	$D$ (m)	$t$ (mm)	$\omega$	$C_\tau$	$\tau_{x\theta,Rcr}$ (Mpa)	$\alpha_\tau$	$\lambda_{p\tau}$	$\lambda_\tau$	$\chi_\tau$	$\tau_{x\theta,Rd}$ (Mpa)
22	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
19	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
16	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
11	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
7	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
5	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782
0	1,2	6	16,67	1,00	350,722	0,5	1,12	0,885	0,594	85,782

O esforço médio resistente crítico assume um valor de  $N_{Rcr,x\theta} = 7893,488$  kN.

Em conformidade com o exposto em capítulo anterior, os ELU de plastificação são verificados pelo critério de *Von Mises* e respetivas tensões equivalentes. Processo aqui representado por rácios (tensões equivalentes de cálculo/tensões resistentes) inferiores á unidade. Os ELU de encurvadura averiguam-se pela interação das tensões de membrana, meridionais, circunferenciais e tangenciais, sob forma de fator de interação inferior à unidade. Os resultados obtidos são expressos no quadro seguinte:

Quadro 32- Verificação dos ELU

z (m)	$\sigma_{x,Ed}/\sigma_{x,Rd}$	$\sigma_{\theta,Ed}/\sigma_{\theta,Rd}$	$\tau_{x\theta,Ed}/\tau_{x\theta,Rd}$	$\sigma_{eq,Ed}$	$\sigma_{eq,Rd}$	$\sigma_{eq,Ed}/\sigma_{eq,Rd}$	$k_x$	$k_\sigma$	$k_r$	$k_i$	F <sub>Interação</sub>
22	0,001	0,590	0,000	0,245	250	0,001	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,517
19	0,006	0,559	0,001	1,188	250	0,005	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,484
16	0,016	0,524	0,001	3,227	250	0,013	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,447
11	0,046	0,451	0,002	8,911	250	0,036	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,373
7	0,079	0,413	0,003	15,309	250	0,061	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,341
5	0,099	0,413	0,003	19,073	250	0,076	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,346
0	0,156	0,413	0,004	30,107	250	0,120	1,826	1,250	1,399	5,90E-	0,366

A interpretação dos valores tabelados permite concluir o cumprimento dos ELU na torre tubular em estudo. Todos os fatores de interação são inferiores á unidade e critério de *Von Mises* é satisfeito.

#### 8.8.1. CARGA CRITICA

Tratando-se de uma torre tubular de secção constante, a determinação da carga crítica não poderá seguir a formulação de Euler. No entanto, para comparação de valores, assumiu-se uma  $A_{eff}$  equivalente á área da secção (A), obtendo a “suposta” carga crítica de Euler.

Quadro 33- determinação da carga crítica

E (Mpa)	I (m <sup>4</sup> )	L	Le	A (m <sup>2</sup> )	$\iota$	$\lambda$	$\lambda_1$	$\lambda_{normalizado}$	N <sub>cr</sub> (kN)
210000	0,004	22	44	0,023	0,425	103,448	86,803	1,192	4358,925

O recurso ao software Robot, permitiu a elaboração da análise de encurvadura para a combinação dos ELU. Os resultados obtidos para 10 modos distintos de encurvadura são apresentados de seguida:

Quadro 34- Carga crítica para os ELU – Robot Analysis

Modo <sub>encurv.</sub>	Coef. Crítico	Precisão	N <sub>cr</sub> (kN)/Modo
1	2,09E+02	2,86E-16	10915,08
2	1,50E+03	1,11E-12	78358,00
3	4,05E+03	5,15E-12	212111,73
4	7,97E+03	1,16E-10	417033,71
5	1,34E+04	3,72E-10	700992,68
6	2,33E+04	2,64E-09	1221273,15
7	3,56E+04	4,30E-09	1861859,16
8	5,45E+04	1,99E-08	2853954,48
9	8,05E+04	7,84E-09	4215321,47
10	1,37E+05	1,86E-06	7185089,85

Uma vez que, no presente caso de estudo, somente é atribuída relevância ao modo fundamental, o valor de carga crítica que se salienta é  $N_{cr}=10915,08$  kN, mais do dobro do obtido anteriormente pela formulação de Euler. O contraste de valores enaltece a incoerência da aplicação desta última, inadequada a cenários em que o peso próprio do elemento apresenta uma variação linear, fazendo o  $L_e$  depender da razão entre o esforço axial das extremidades. Comparando o valor com o esforço médio resistente crítico meridional (axial) de  $N_{cr} < N_{Rcr,x}$  ( $10915,08$  kN <  $28594,34$  kN) verificando-se assim a segurança à carga crítica.

### 8.9. ESTADOS LIMITES DE UTILIZAÇÃO

Em consideração com a combinação de ações mencionada em 8.4, a validação dos ELS é em grande parte condicionada pelas exigências do dono de obra. No caso em estudo resolveu-se limitar o deslocamento de topo a  $L/150$ .

Após uma análise de 2ª ordem obtida pelo software Robot Analysis, com contabilização dos efeitos geométricos obteve-se um deslocamento na ordem dos 0,349 cm inferior aos 14,67 cm ( $L/150$ ). A segurança é verificada.

Como complemento temos o deslocamento máximo obtido no Quadro 24, também estes em inferior ao limite imposto.

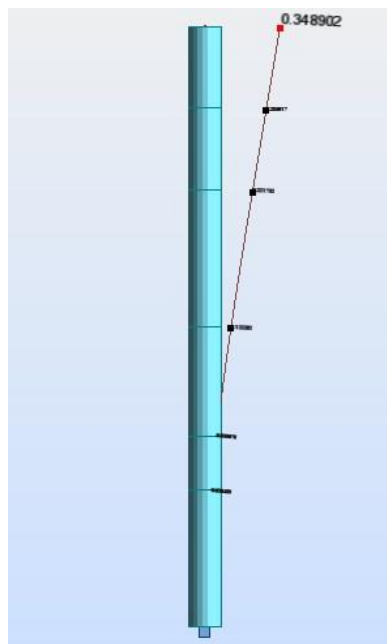


Fig. 41- Deformação com contabilização dos efeitos de 2º grau – Robot Analysis



## 9 SIMULAÇÃO DO CASO DE ESTUDO EM CFD- FLUENT

Dispondo de softwares de análise computacional, *Solidworks* e *Ansys Fluent*, procedeu-se a um estudo de simulação de escoamento. As principais motivações foram observar a distribuição de pressões e velocidades e comparar resultados com os dos métodos do Eurocódigo.

### 9.1. TORRE SIMPLES

#### 9.1.1. GEOMETRIA

Numa fase inicial optou-se por criar uma geometria simplificada coincidente com um corpo cilíndrico com desenvolvimento 3D.

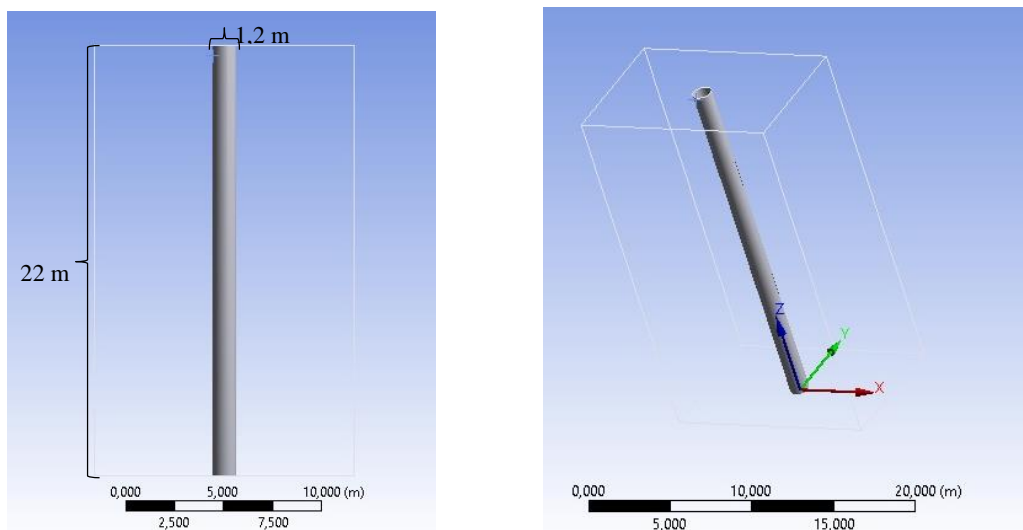


Fig. 42- Geometria Torre Simples – Ansys

A estrutura foi inserida num domínio controlo de formato paralelepípedo.

### 9.1.2. DOMÍNIO DE CONTROLO

Imprescindível à simulação de qualquer escoamento é a definição do volume de controlo. Nesta situação o mesmo irá desempenhar a função de túnel de vento no qual a torre se encontra centrada.

Partindo de dimensões anteriormente padronizadas, em casos de estudo semelhantes, as medidas adotadas salvaguardam a correta interpretação dos fenómenos de escoamento ao redor da secção da torre.

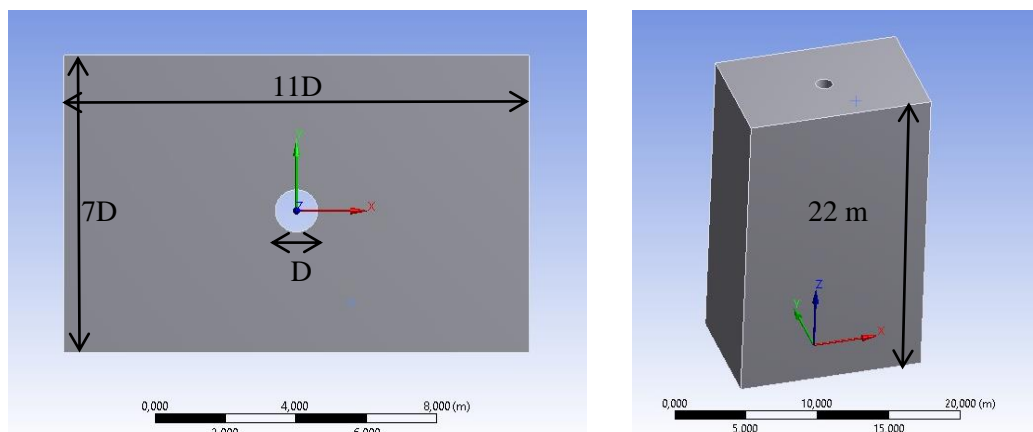


Fig. 43- Dimensões do domínio de controlo da Torre Simples – Ansys

O volume total do volume de controlo é de  $2415,22 \text{ m}^3$ .

### 9.1.3. MALHA

A geração da malha é proporcionada pelo software *Ansys* no menu *Mesh*. A possibilidade de configurar critérios e parâmetros permite a melhoria da qualidade final da malha e, conseqüentemente, obtenção de resultados mais fidedignos. O método aplicado foi o “*CutCell*”. Este engloba elementos retangulares, de maior eficácia no refinamento e processamento.

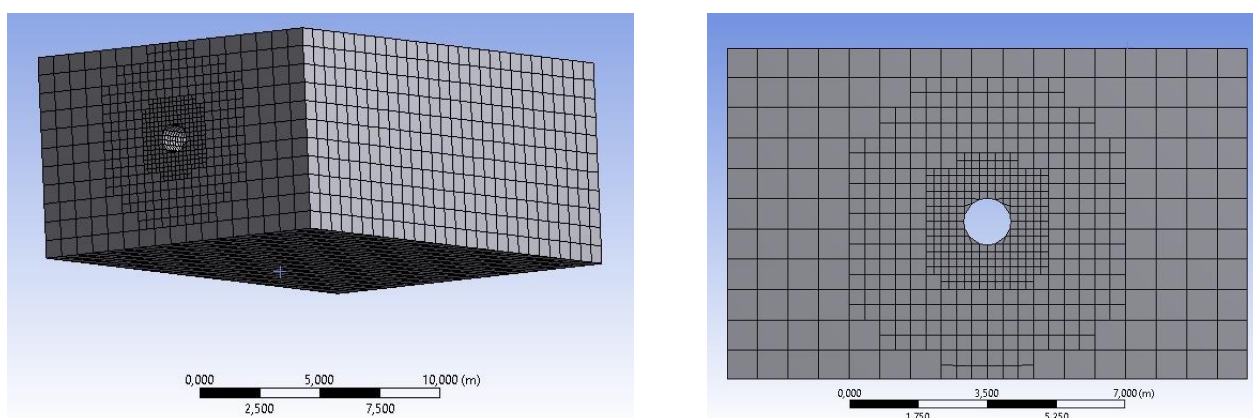


Fig. 44- Representação da malha da Torre Simples – Ansys

Os parâmetros da malha são de seguida apresentados:

Quadro 35- Parâmetros da malha- Ansys

Parâmetros	
Nº Nós	45640
Nº Elementos	39592
Element Quality	0,993
Skewness	1,55 E <sup>-02</sup>
Aspect Ratio	1,07

Da interpretação dos valores anteriores é possível realçar:

- A qualidade métrica dos elementos de malha é bastante elevada, assumindo um valor próximo da unidade (0,993). –Element Quality
- As células da malha podem ser consideradas células ideais (equilaterais ou equiangulares). Valores de Skeness iguais a 0 representam as anteriores.
- O Aspect Ratio próximo de 1 permite a precisão de resultados para uma quantidade não muito elevada de elementos de malha.
- De acordo com os três parâmetros de qualidade referenciados a malha obtida é de excelente qualidade.

#### 9.1.4. CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO

O fluido em análise é o ar, na situação de fluido incompressível.

Quadro 36- Propriedades do fluido

Propriedades do fluido	Massa Volúmica (kg/m <sup>3</sup> )	Viscosidade (Pa.s)	Velocidade (m/s)	Intensidade de turbulência inicial (%)	Relação de Viscosidades
Valor	1,225	1,5 E <sup>-5</sup>	13,467	0,8	1

Optou-se por uma intensidade de turbulência predefinida pelo *Ansys* de 0,8%, em vez do valor determinado anteriormente no processo de cálculo, na ordem dos 0,3%. Esta medida acaba por se revelar conservativa, uma vez quanto maior é a intensidade de turbulência mais devastadores são os efeitos a nível estrutural.

#### 9.1.5. CONDIÇÕES FRONTEIRA

Em correspondência com o cenário idealizado para o escoamento do fluido (ar) em torno da torre foram definidas as fronteiras do volume de controlo. Para tal, é utilizado um código de palavras específico do *Ansys*, sendo de destacar os termos INLET, OUTLET, SYMMETRY, BODY e WALL.

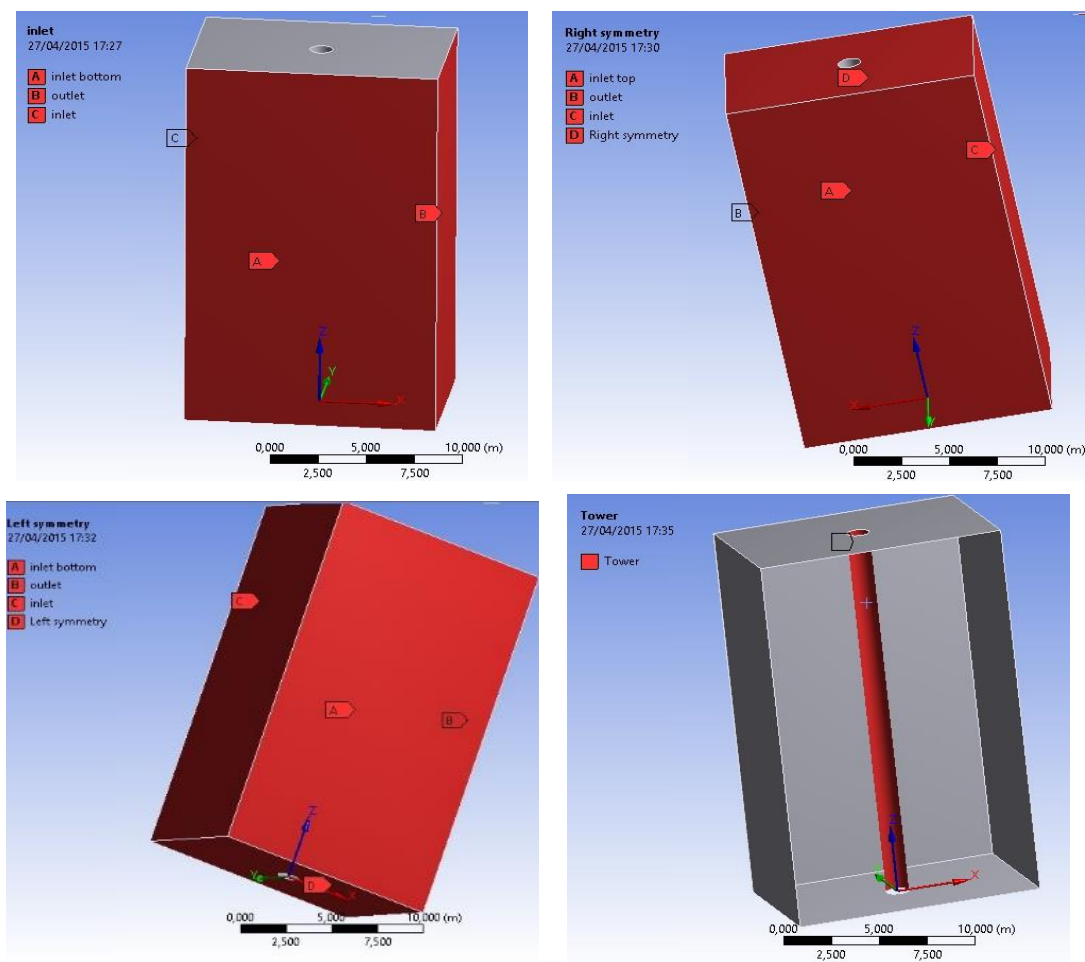


Fig. 45- Representação das condições fronteira - Ansys

A entrada do fluido é em [C] INLET com direção e sentido de [B] OUTLET, a respetiva saída do escoamento – deslocamento segundo o eixo x. Todos os obstáculos que desviam o fluxo são designados por BODY ou WALL como é o caso da torre.

#### 9.1.6. PROCESSO DE CÁLCULO

O método utilizado para cálculo da solução é o SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure-Linked Equations). Este desenvolve equações algébricas do escoamento, interrelacionando velocidade e correções de pressão que reforçam a conservação de massa. O seu procedimento permite a correta discretização dos termos envolvidos. As condições de discretização aplicadas foram:



Quadro 37- Condições em vigor - Ansys

Gradiente	Pressão	Momento	Energia Cinética Turbulenta	Taxa de Dissipação Turbulenta
Least Squares Cell Based	Standard	Second Order Upwind	Second Order Upwind	Second Order Upwind

#### 9.1.7. SIMULAÇÃO

É na etapa simulação que mediante a aplicação de modelos de turbulência se procede à análise do escoamento nas condições previamente estipuladas e fronteiras definidas. O primeiro passo é a verificação do tipo de regime a partir do número de Reynolds.

Em correspondência com os resultados dos cálculos para a ação de um vento crítico, os números de Reynolds variam entre  $1,76 \times 10^6$  e  $1,92 \times 10^6$ , estando localizados no intervalo  $1,5 \times 10^6 < Re < 4 \times 10^6$  característico de um regime turbulento.

Uma vez evidenciadas as particularidades de cada modelo turbulento no capítulo 6.3, foi selecionado como mais apropriado, o modelo K- $\epsilon$ .

Para primeira análise considerou-se um fluxo constante horizontal de velocidade média próxima da crítica determinada,  $v_m = 13$  m/s.

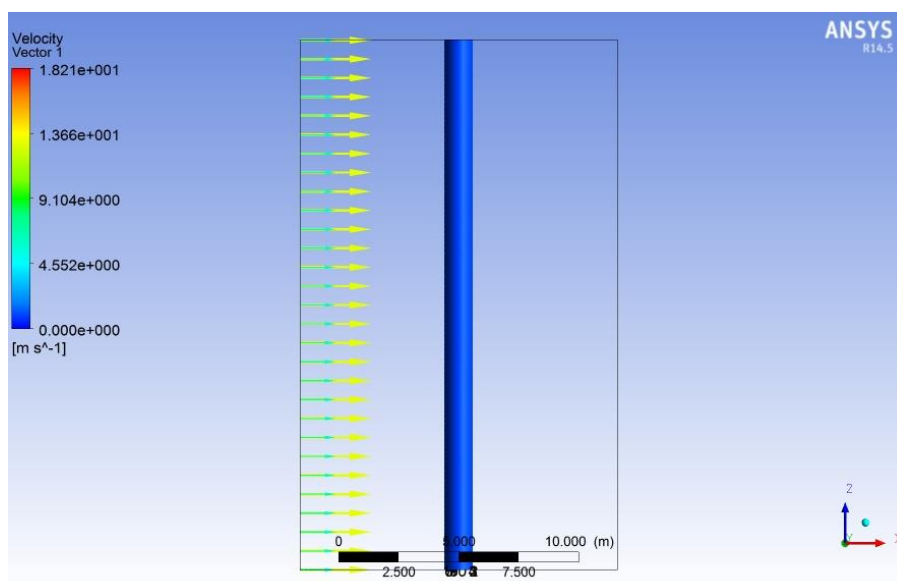


Fig. 46- Representação do perfil constante de velocidades – Ansys

De forma idêntica ao processo de cálculo anterior, considerando uma velocidade V constante em altura, obtiveram-se os parâmetros necessários:

Quadro 38- Processo de cálculo Simulação etapa I- Capítulo 5.3

z (m)	$c_f(z)$	$v_m(m/s)$	$l_v$	$q_p(Pa)$	$u$ pico	Re	k/b	$c_{f,0}$	$\lambda$	$\psi_l$	$c_f$
22	0,845	13	0,264	294,990	21,946	1,76E+06	1,67E-04	0,744	17,233	0,761	0,566
19	0,812	13	0,275	302,707	22,231	1,78E+06	1,67E-04	0,745	17,233	0,761	0,567
16	0,774	13	0,289	312,584	22,591	1,81E+06	1,67E-04	0,747	17,233	0,761	0,568
11	0,690	13	0,324	337,928	23,489	1,88E+06	1,67E-04	0,749	17,233	0,761	0,570
7	0,645	13	0,346	354,203	24,048	1,92E+06	1,67E-04	0,751	17,233	0,761	0,571
5	0,645	13	0,346	354,203	24,048	1,92E+06	1,67E-04	0,751	17,233	0,761	0,571
0	0,645	13	0,346	354,203	24,048	1,92E+06	1,67E-04	0,751	17,233	0,761	0,571
Valores Médios		13		330,1167		1,86E+06		0,748			0,569

Destacando os valores médios:

Quadro 39- Parâmetros de cálculo valores médios –Capítulo 5.3 e 5.4.1

$A_{ref}(m^2)$	$v_{Topo} (m/s)$	Re	$c_{f,0}$	$c_f = C_D$	$C_{lat} = C_L$
26,4	13	1,86E+06	0,75	<b>0,56938</b>	<b>0,2</b>

O parâmetro de cálculo  $c_f$  é abordado como  $C_D$  e  $c_{lat}$  corresponde ao  $C_L$ .  $A_{ref}$  é a área projetada da superfície frontal de incidência de fluxo.

Para o cálculo de  $C_D$  a partir das forças obtidas pelo modelo de turbulência do Ansys considerou-se:

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho_{ar} U^2 A_{ref}}; U^2 = v_{topo}^2 \quad (9.1)$$

$v_{topo}$  corresponde à velocidade à altura de 22 m. Mediante este cenário, para os diferentes modelos k-ε obtiveram-se via Ansys as forças na direção do escoamento ( $F_D$ ) e na direção perpendicular ao mesmo ( $F_L$ ) sendo calculados os respetivos coeficientes de arrasto e força lateral:

Quadro 40- Resultados cenário Torre Simples velocidade constante

		$A_{sup} (m^2)$	$A_{ref} (m^2)$	$F_D (N)$	$C_D$	$F_L (N)$	$C_L$
Modelo de turbulência K-ε	Standart	82,3088	26,4	2876,87	1,052746	0,196161	0,00007
	RNG			2653,69	0,971077	-0,10863	-0,00004
	Realizable			2688,48	0,983807	0,165001	0,00006
Cálculo EC		82,93805	26,4	1555,961	0,56938	546,546	0,2

Da interpretação dos resultados extrai-se que, a alteração do modelo turbulento propicia a variação dos coeficientes de arrasto e lateral. No que respeita ao  $C_D$ , o obtido pelo EC1991-1-4 este apresenta um valor inferior aos do Ansys. No entanto, numa perspetiva global, considerando valores de Re tabelados na Fig. 17, complementados com os valores referenciados nos gráficos seguintes, conclui-se que os resultados não estão muito distantes do intervalo estipulado pela norma- Fig. 47.

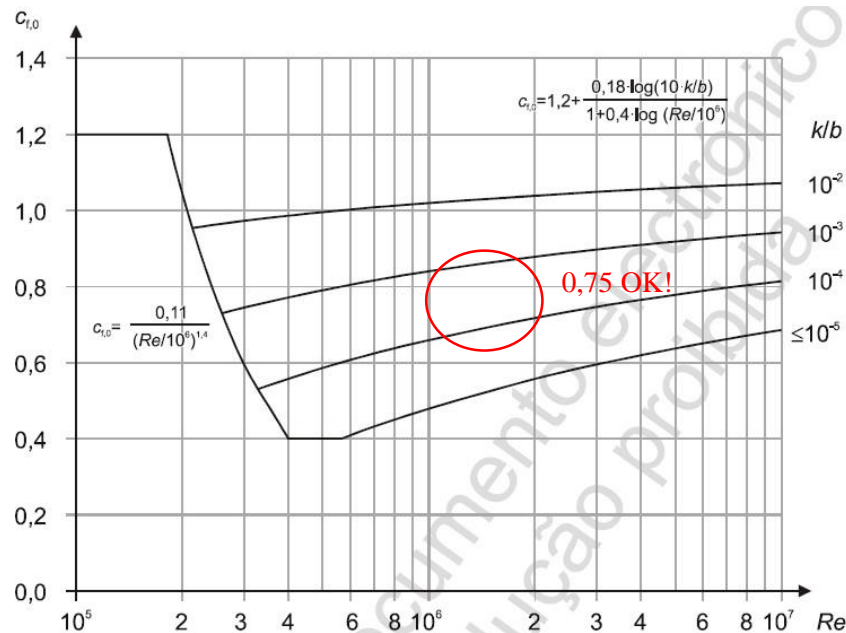


Fig. 47- Coeficientes de força  $C_{f,0}$  para cilindros mediante diferentes valores de rugosidade equivalente – EN1991-4

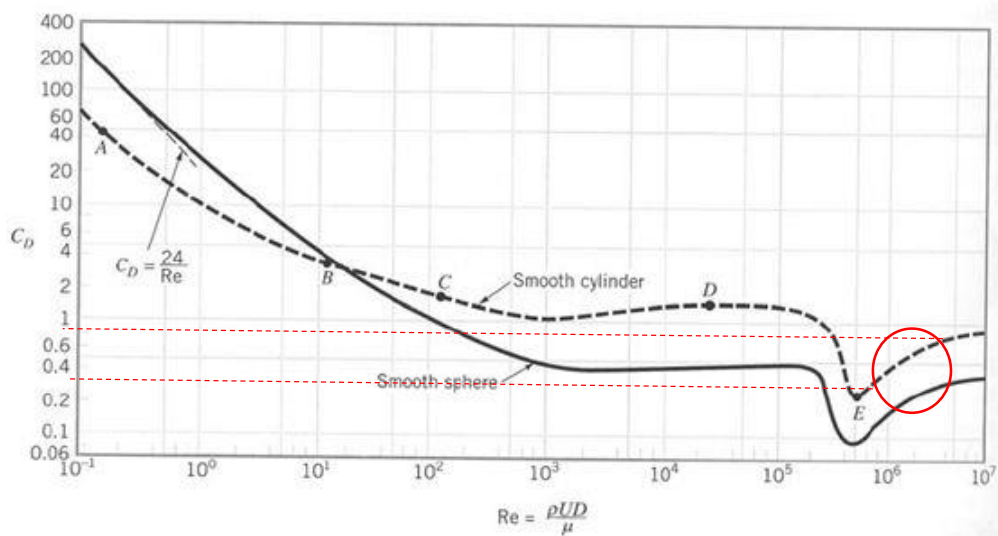


Fig. 48- Relação entre  $C_D$  e  $Re$  para cilindros lisos de comprimento infinito segundo estudo da University of Waterloo, 2005 – curva a tracejado

Estimando um intervalo aproximado de  $C_D$ , entre 0,3 e 0,9, para valores de Reynolds próximos determinado ( $1,86 \times 10^6$ ), verifica-se a conformidade dos resultados.

Os valores de  $C_L$ , por outro lado, aparecem desfasados com os da norma. A análise do gráfico pode comprovar o referido. Uma explicação passível remete-nos para o facto de a velocidade considerada ser constante em altura, o que, não se observa na realidade com a velocidade do vento e não se reflete no processo de cálculo do Eurocódigo.

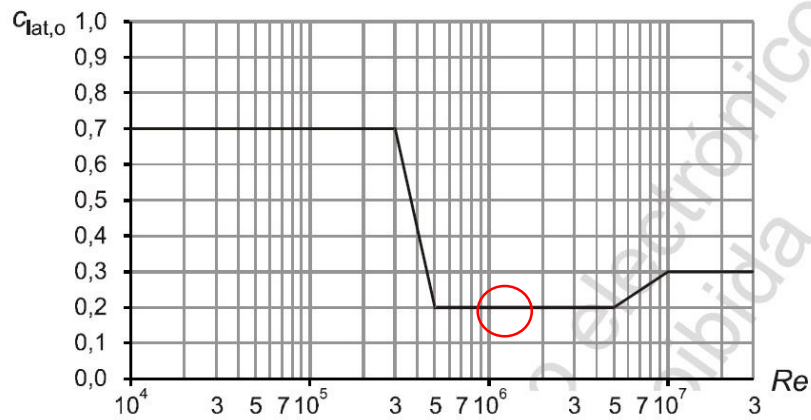


Fig. 49- Coeficientes de força lateral  $C_{lat}$  para cilindros mediante o número de Reynolds – EN1991-4

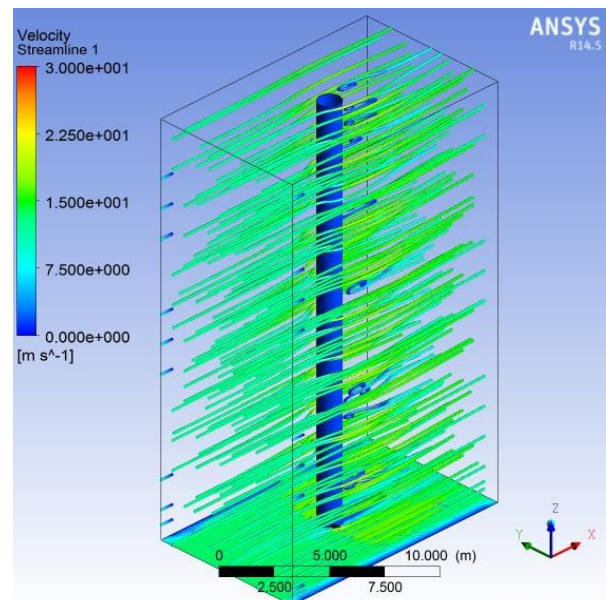


Fig. 50- “Streamline” da velocidade - Torre Simple velocidade constante

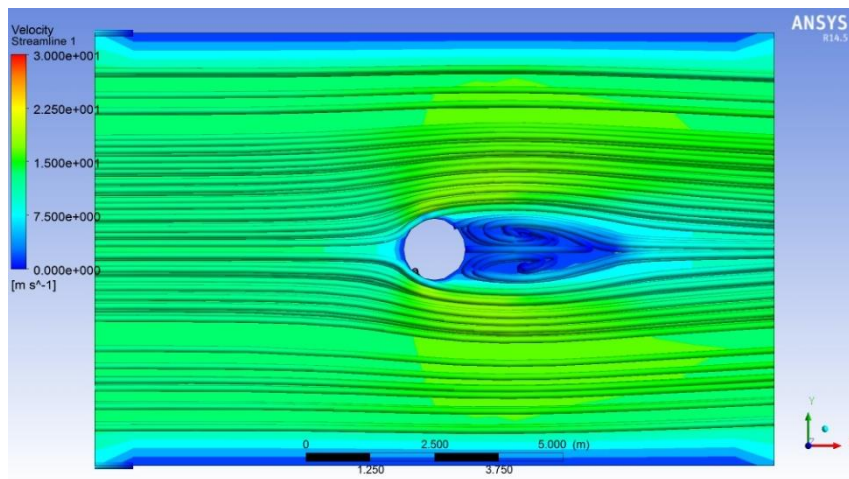


Fig. 51- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre Simples velocidade constante - vista superior

Para uma interpretação mais coerente com a realidade, estudou-se a variação da velocidade em altura (z). Dos cálculos anteriores tem-se acesso ao conjunto de pontos (altura, velocidade), a partir dos quais, por regressão quadrática é possível associar uma lei de variação ao perfil de velocidades de fluxo.

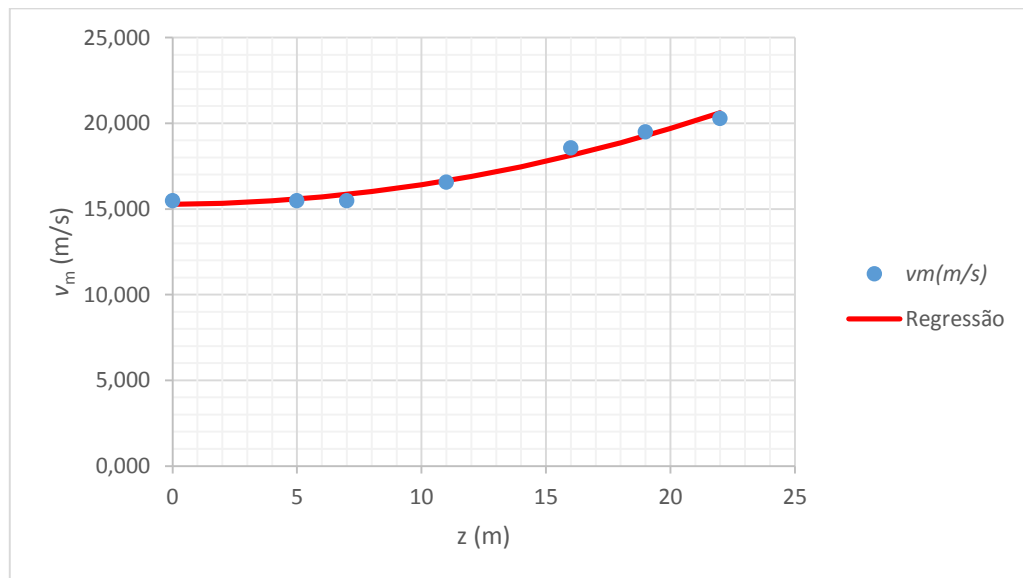


Fig. 52- Gráfico da regressão quadrática utilizada para a representação do perfil de velocidades

O gráfico anterior representa a distribuição dos pares velocidade/altura, previamente conhecidos, relativamente á lei de regressão utilizada. A equação característica da anterior deduz-se:

$$v_m(z) = 0,010784496z^2 + 0,005027253z + 15,28106475 \quad (9.2)$$

A fiabilidade destes resultados é refletida, de certa forma, no coeficiente de determinação ( $R^2$ ) muito próximo da unidade, com o valor 0,9787.

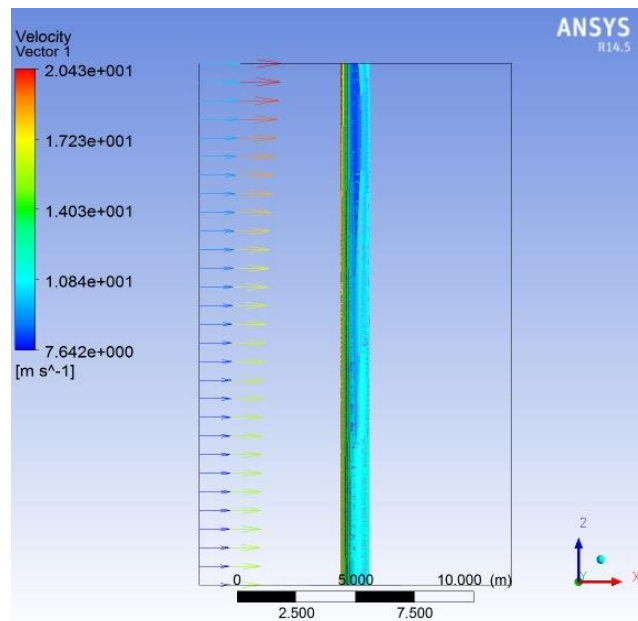


Fig. 53- Representação do perfil de velocidades variável em altura na Torre Simples

De forma idêntica, agora para uma velocidade média equivalente ao perfil de velocidades do vento representado na Fig. 52 calcularam-se os parâmetros necessários:

Quadro 41- - Processo de cálculo Simulação etapa I

z (m)	$c_r(z)$	$v_m(m/s)$	$I_v$	$q_p(Pa)$	$v$ pico	Re	k/b	$c_{f,0}$	$\lambda$	$\psi_I$	cf
22	0,845	20,274	0,264	717,458	34,225	2,74E+06	1,67E-04	0,774	17,233	0,761	0,589
19	0,812	19,488	0,275	680,287	33,327	2,67E+06	1,67E-04	0,773	17,233	0,761	0,588
16	0,774	18,568	0,289	637,677	32,266	2,58E+06	1,67E-04	0,771	17,233	0,761	0,586
11	0,690	16,560	0,324	548,374	29,922	2,39E+06	1,67E-04	0,766	17,233	0,761	0,583
7	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645	2,29E+06	1,67E-04	0,763	17,233	0,761	0,580
5	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645	2,29E+06	1,67E-04	0,763	17,233	0,761	0,580
0	0,645	15,485	0,346	502,576	28,645	2,29E+06	1,67E-04	0,763	17,233	0,761	0,580
Valores Médios		17,335		584,504		2,46E+06		0,767			0,584

Destacou-se os valores médios:

Quadro 42- Parâmetros de cálculo valores médios – Torre Simples perfil de velocidades

$A_{ref}(m^2)$	$v_{Topo} (m/s)$	Re	$C_{f,0}$	$C_{f,0} = C_D$	$C_{lat} = C_L$
26,4	20,27	2,46E+06	0,77	<b>0,58385</b>	<b>0,2</b>

A consideração de um perfil de velocidades, culmina nos seguintes resultados para os diferentes modelos k- $\epsilon$ :

Quadro 43- Resultados cenário Torre Simples perfil de velocidades

		$A_{sup}$ (m <sup>2</sup> )	$A_{ref}$ (m <sup>2</sup> )	$F_D$ (N)	$C_D$	$F_L$ (N)	$C_L$
Modelo de turbulência K- $\epsilon$	Standart	82,3088	26,4	4700,69	0,68429	-1226,09	-0,17848
	RNG			3910,07	0,56920	0,324875	0,00005
	Realizable			4693,70	0,68327	-827,99	-0,12053
Cálculo EC		82,93805	26,4	3880,493	0,58385	1329,277	0,2

Observa-se um decréscimo nos  $C_D$  comparativamente com os anteriores, em cenário de velocidade constante. O patamar de valores alcançado, na ordem de grandeza dos 0,5-0,6, está, não só, em conformidade com o  $C_D$  de cálculo como, em melhor correspondência com os limites desejáveis expressos nos gráficos acima. O  $C_L$  demonstra especial concordância no modelo Standart com o de cálculo, via EC.

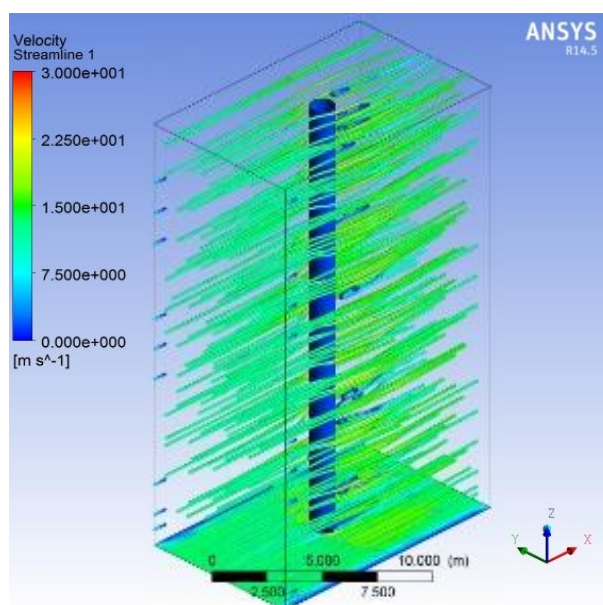


Fig. 54- Linhas de fluxo da velocidade - Torre Simples perfil de velocidades



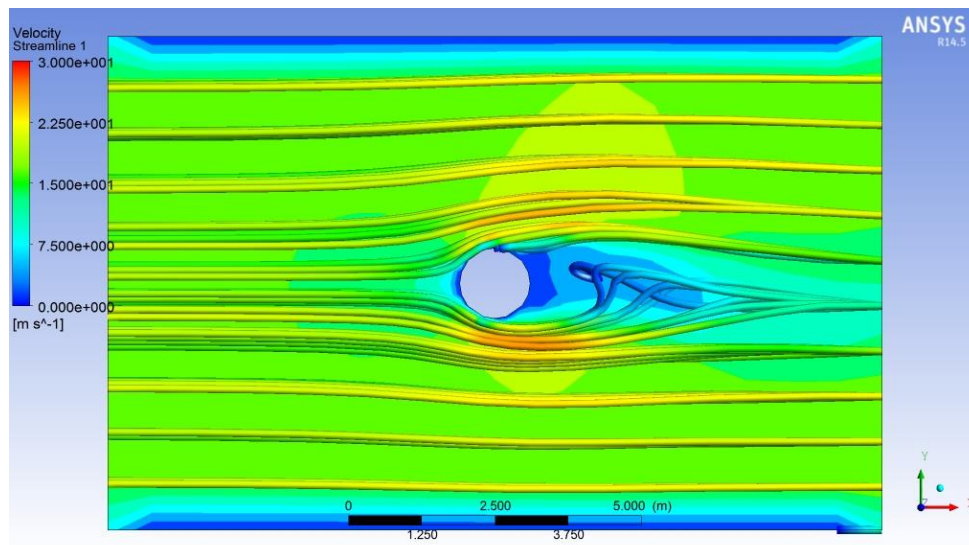


Fig. 55- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre Simples perfil de velocidades - vista superior

## 9.2. TORRE COM CINTAS HELICOIDAIS

A aproximação à realidade é uma condição essencial para uma modelação rigorosa. Qualquer processo de modelação requer uma formulação, análise e processamento estruturais que caracterizem o mais concisamente possível uma estrutura e seus fenómenos/resposta às diversidades que esta exposta. Até então, foi alvo de análise uma torre tubular simples, de secção constante circular, de características idênticas às do projeto. Nesta fase, o objetivo é seguir o mesmo procedimento para uma torre com a solução de cintas implementada.

### 9.2.1. GEOMETRIA

A complexidade da geometria obrigou à utilização de dois softwares. Inicialmente a construção da torre foi elaborada no programa *SolidWorks* para correta introdução das hélices. Sendo posteriormente transferida sob a forma de geometria de projeto para o *Ansys Fluent*. A torre tem uma solução de cintas de geometria média ( $p=4,75D$ ;  $e=0,11D$  e  $l_s=0,4h$ )



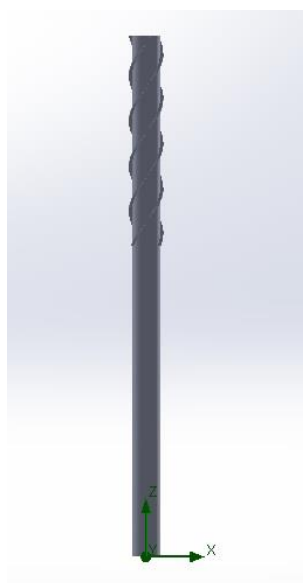


Fig. 56- Geometria da torre dimensionada no programa SolidWorks

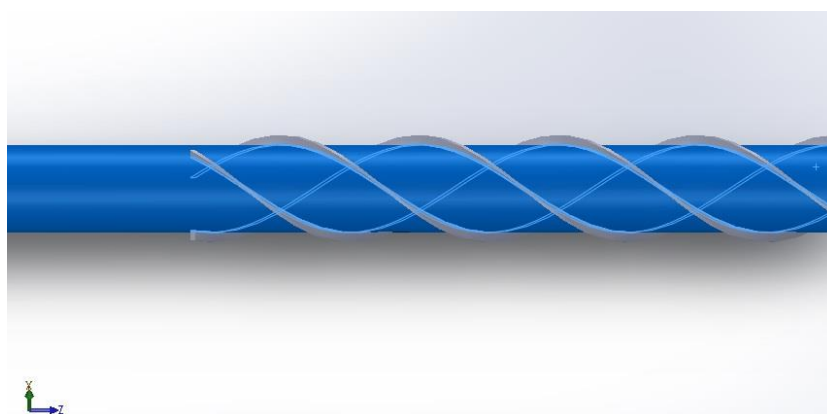


Fig. 57- Torre e solução de cintas- Solidworks

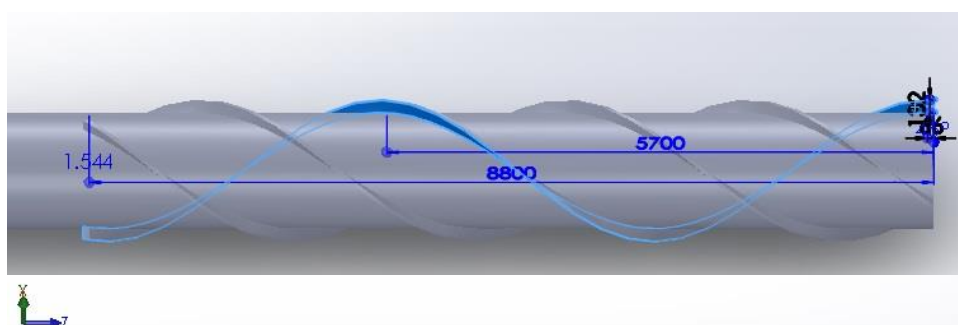


Fig. 58- Torre e dimensões – passo e extensão total de cintas [mm]

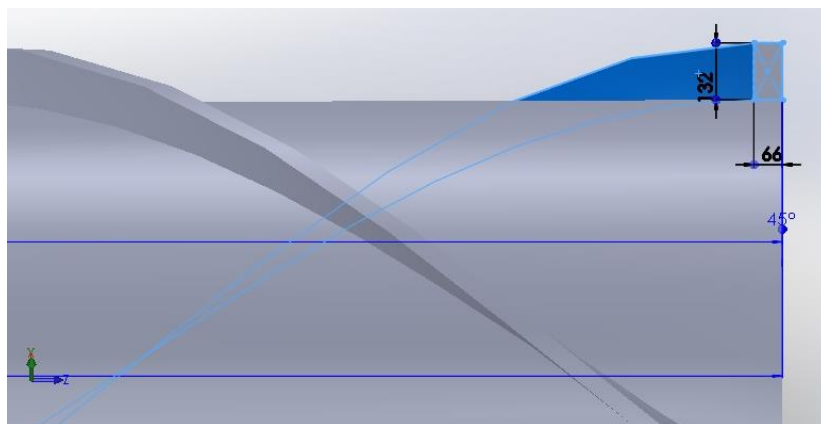


Fig. 59- Torre – secção de cintas [mm]

Uma vez transferida para o *Ansys* foi-lhe adicionado um volume de controlo.

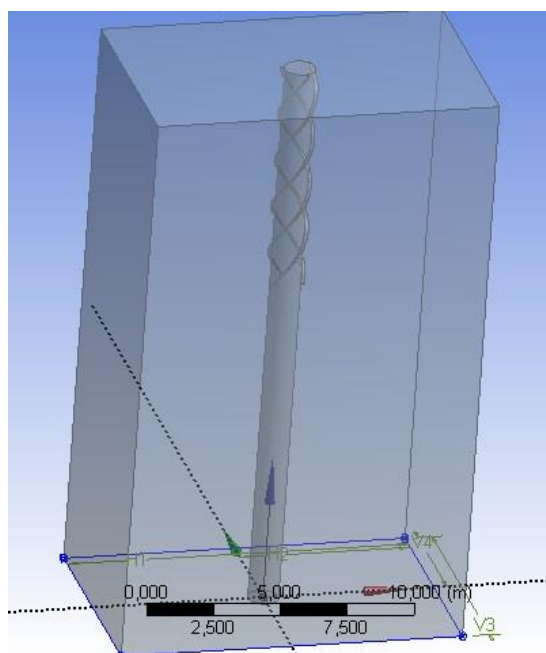


Fig. 60- Torre e volume de controlo correspondente

#### 9.2.2. DOMÍNIO DE CONTROLO

À semelhança da torre simples, o domínio de controlo mantém-se idêntico.

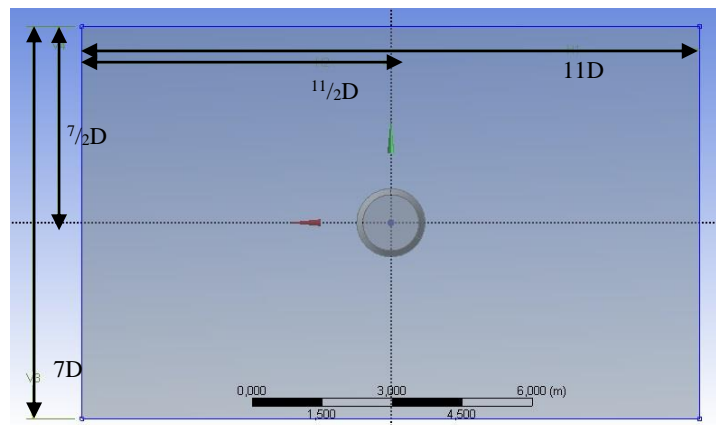


Fig. 61- Dimensões do volume de controlo

### 9.2.3. MALHA

Seguidos os mesmos parâmetros das malhas anteriores também para esta situação foi utilizado o método “*CutCell*”. No entanto há que salientar uma variação no parâmetro “Use Advanced Size Function” inicialmente definido com “On: Curvature” agora assumido “On: Proximity and Curvature”. A utilização do primeiro desconfigurava a geometria das hélices. O resultado alcançado foi a malha representada de seguida.

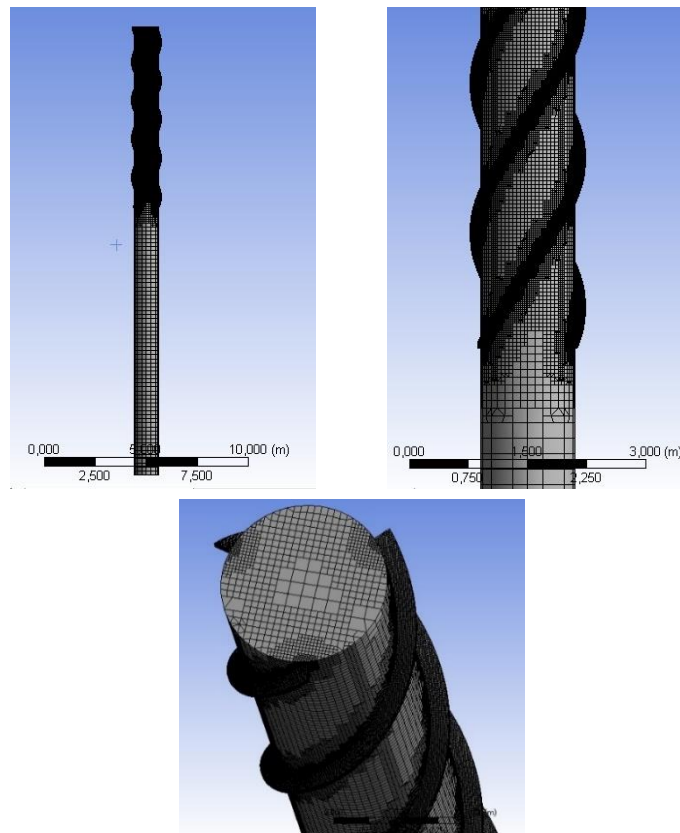


Fig. 62- Malha representação em várias perspetivas - Ansys

Os parâmetros da malha são os seguintes:

Quadro 44- Parâmetros da malha Torre com Cintas- Ansys

Parâmetros	
Nº Nós	1879694
Nº Elementos	1726730
Element Quality	0,955
Skewness	8,987 E <sup>-02</sup>
Aspect Ratio	1,279

Da interpretação dos valores anteriores, á semelhança da malha da situação inicial, é possível realçar:

- A qualidade métrica dos elementos de malha é bastante elevada, assumindo um valor próximo da unidade (0,955) –Element Quality
- As células da malha podem ser consideradas células ideais (equilaterais ou equiangulares). Valores de Skeness iguais a 0 representam as anteriores.
- O Aspect Ratio próximo de 1 permite a precisão de resultados para uma quantidade não muito elevada de elementos de malha.
- De acordo com os três parâmetros de qualidade referenciados a malha obtida é de excelente qualidade.

#### 9.2.4. CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO E CONDIÇÕES FRONTEIRA

Idênticas às abordadas na situação anterior.

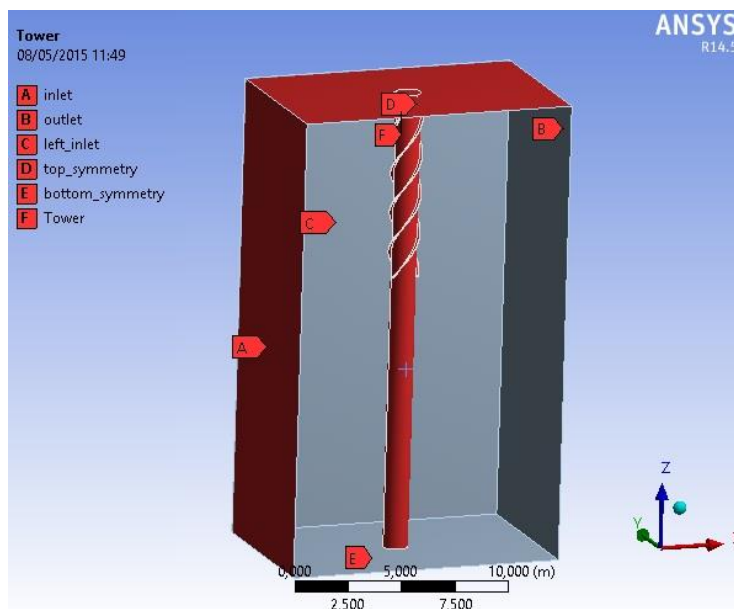


Fig. 63- Condição fronteira – face em falta corresponde à “right\_symmetry”

#### 9.2.5. PROCESSO DE CÁLCULO

O método utilizado para cálculo da solução é o SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure-Linked Equations). Este desenvolve equações algébricas do escoamento, interrelacionando velocidade e correções de pressão que reforçam a conservação de massa. O seu procedimento permite a correta discretização dos termos envolvidos. As condições de discretização aplicadas foram:

Quadro 45- Condições em vigor - Ansys

Gradiente	Pressão	Momento	Energia Cinética Turbulenta	Taxa de Dissipação Turbulenta
Least Squares Cell Based	Standard	Second Order Upwind	Second Order Upwind	Second Order Upwind

#### 9.2.6. SIMULAÇÃO

Desprezando o cenário de velocidade constante em altura, utilizou-se novamente a lei de velocidades obtida pela regressão apresentada. No que respeita aos parâmetros de cálculo, estes não se alteram uma vez fora da influência direta da área de referência. A última acresce ligeiramente, por introdução das cintas.

A determinação da nova área de referência requereu a utilização do programa *SolidWorks*.

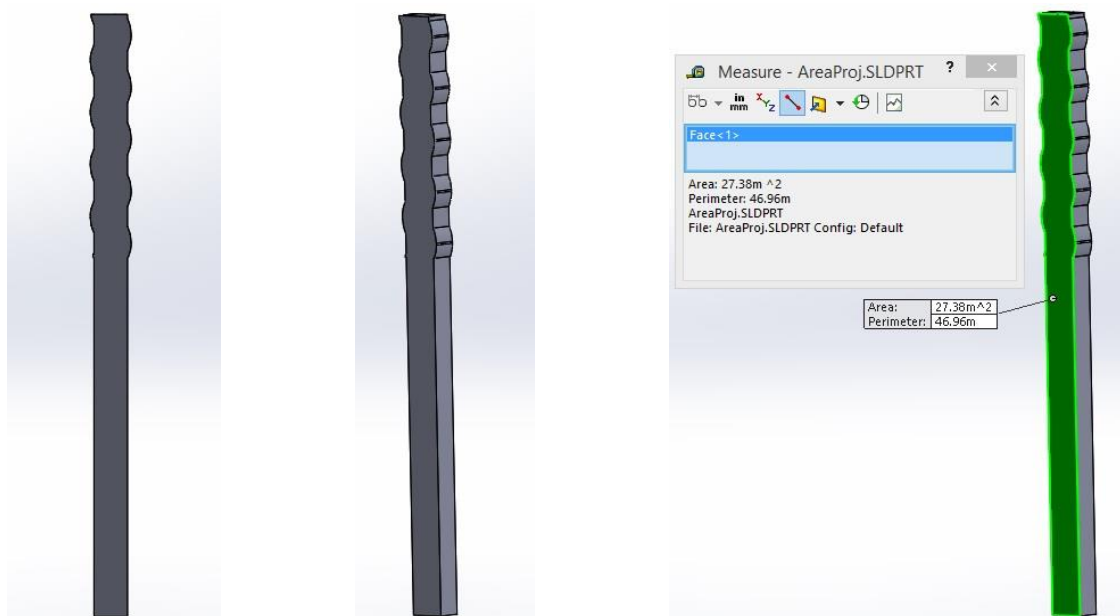


Fig. 64- Representação do processo de obtenção da área de referência via SolidWorks

$A_{ref}$  assume o valor de  $27,38 \text{ m}^2$ .

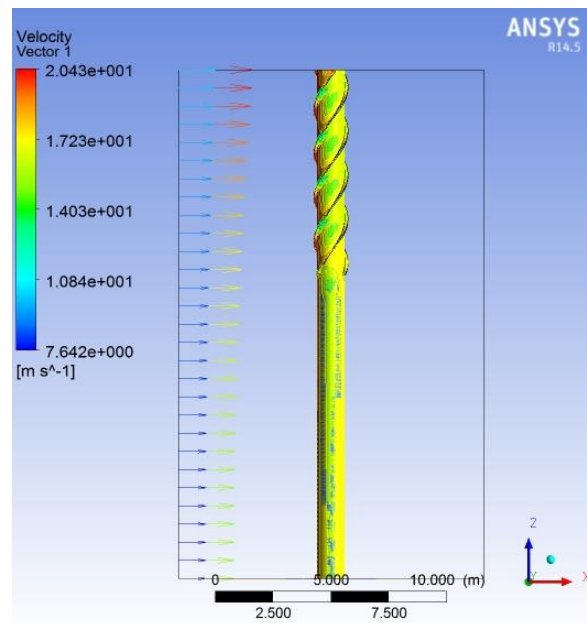


Fig. 65- Representação do perfil de velocidades variável em altura na Torre com cintas

Os valores de cálculo surgem então com o mesmo coeficiente de arrasto sendo que o coeficiente de força lateral resulta da multiplicação de  $c_{lat}$  pelo parâmetro  $\alpha$ , já conhecido ( $\alpha=0,216$ ) – expressão (5.60).

Seguem-se os valores médios:

Quadro 46- Parâmetros de cálculo valores médios – Torre com Cintas

$A_{ref}(m^2)$	$v_{Topo} (m/s)$	Re	$C_{f,0}$	$C_f = C_D$	$C_{lat} = C_L$
27,38	20,27	2,46E+06	0,77	<b>0,58385</b>	<b>0,0432</b>

Os resultados:

Quadro 47- Resultados cenário Torre com Cintas

		$A_{sup} (m^2)$	$A_{ref} (m^2)$	$F_D (N)$	$C_D$	$F_L (N)$	$C_L$
Modelo de turbulência K- $\epsilon$	Standart	91,5114	27,38	5465,3	0,76712	450,908	0,06329
	RNG			5299,1	0,74379	317,437	0,04456
	Realizabl e			5433,8	0,76270	-293,343	-0,04117
Cálculo EC		82,93805	26,4	3880,4 93	0,58385	297,782	0,0432

A análise dos dados demonstra um incremento da força de arrasto, explicada pelo aumento da superfície de incidência, fruto da solução de hélices triplas. O mesmo culmina na subida dos  $C_D$  característicos de uma torre tubular simples. Como seria de esperar houve um vigoroso decréscimo dos coeficientes de força lateral, relacionados diretamente com os movimentos perpendiculares da torre, relativamente à

direção do escoamento. Os valores de  $C_L$  via *Ansys* revelaram coincidir com a ordem de grandeza dos estimados pelo Eurocódigo por aplicação do fator  $\alpha$ . O modelo de turbulência RNG destaca-se dos restantes no que respeita ao coeficiente de força lateral, por se aproximar ao valor de cálculo.

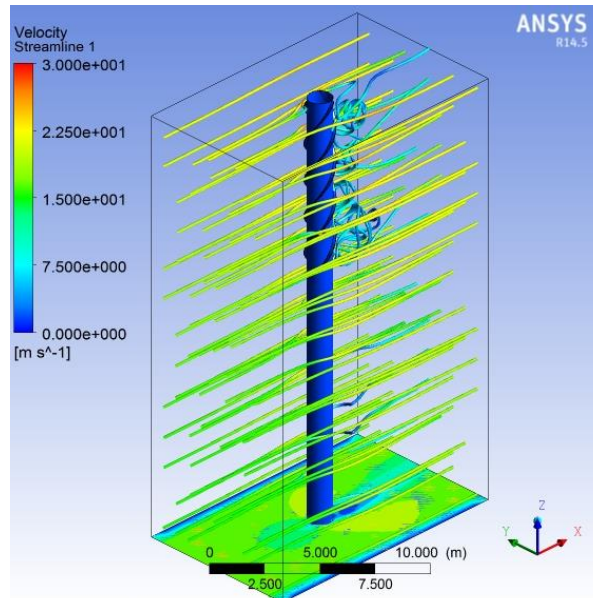


Fig. 66- Representação das linhas de fluxo de velocidades na torre com cintas – Ansys

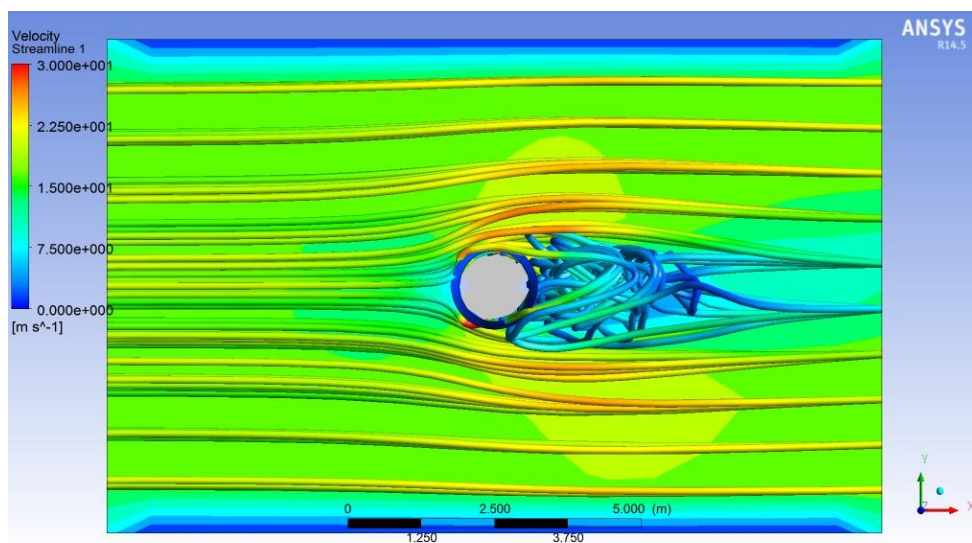


Fig. 67- Linhas de fluxo da velocidade e contorno – Torre com Cintas e perfil de velocidades - vista superior

Nesta fase o importante proceder á comparação de cenários.



### 9.3. ANÁLISE E COMPARAÇÃO DE CENÁRIOS

#### 9.3.1. VELOCIDADE

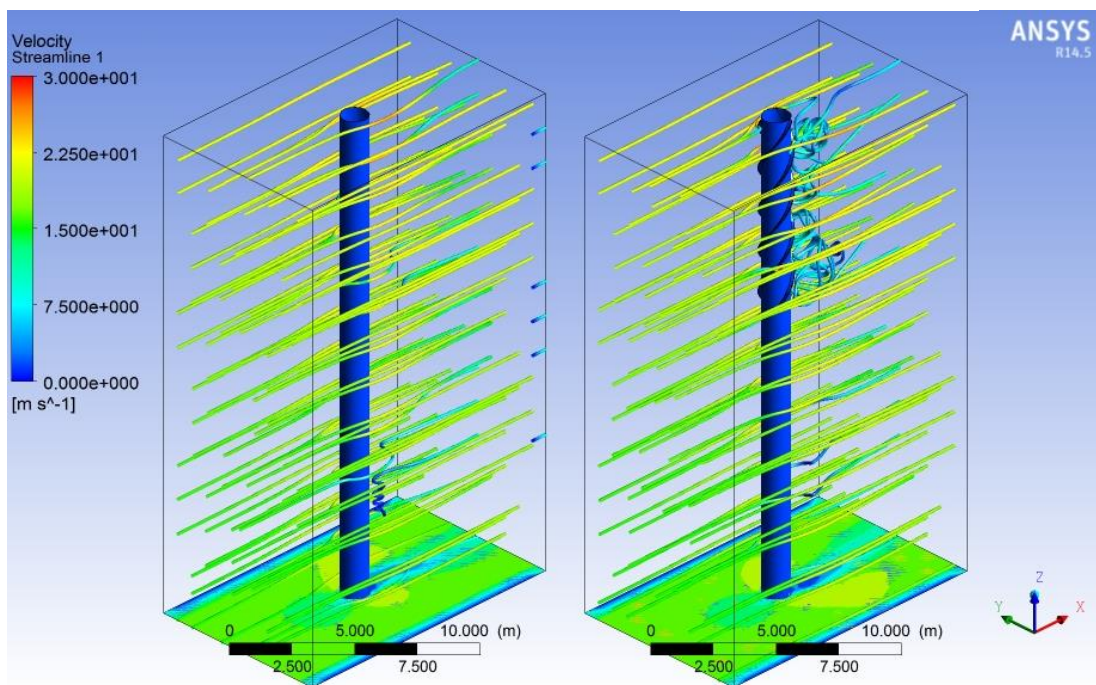


Fig. 68- Comparação das linhas de fluxo de velocidades- Torre Simples e com Cintas

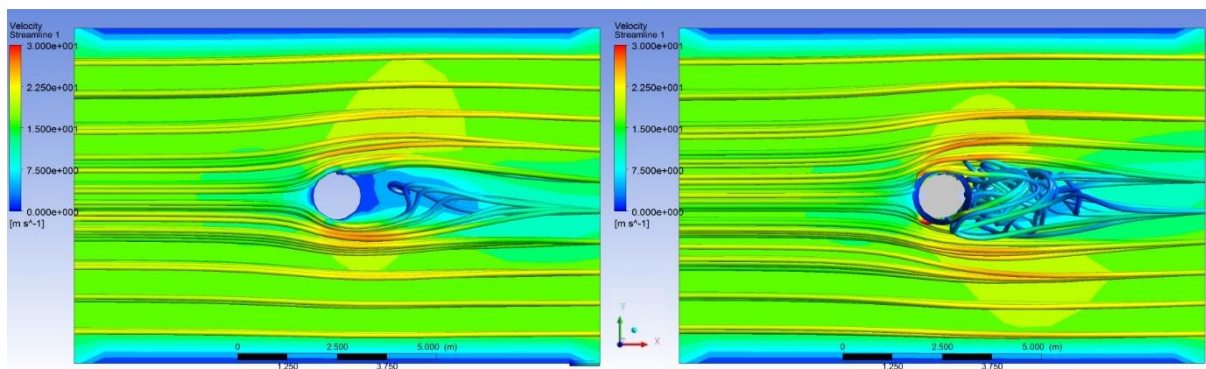


Fig. 69- Comparação linhas de fluxo de velocidades e contorno- Torre Simples e com Cintas

Relativamente à velocidade, destaca-se a alteração das linhas de corrente que passam a traduzir situações de menor velocidade. Há uma maior expressão na região das cintas produto do desvio de fluxo por embate nestas.

Salienta-se que o que as imagens manifestam não é sinónimo aumento da turbulência.



### 9.3.2. PRESSÕES

Quadro 48- Levantamento dos valores extremos de Pressões – Torre Simples e com Cintas- Ansys

		Torre Simples	Torre com Cintas
Pressão Global [Pa]	Min	-331,68	-1229,14
	Max	255,852	318,705
Pressão local [Pa]	Min	-331,68	-945,122
	Max	255,852	318,705

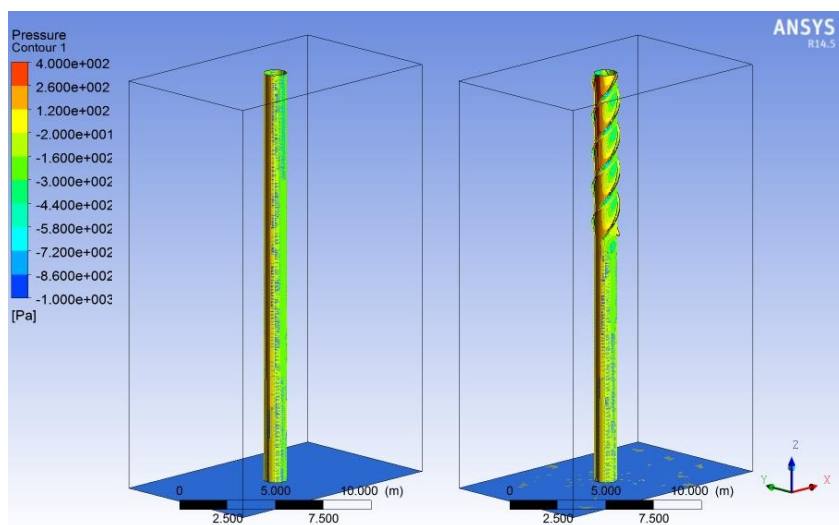


Fig. 70- Comparação das Pressões – Torre Simples e com Cintas

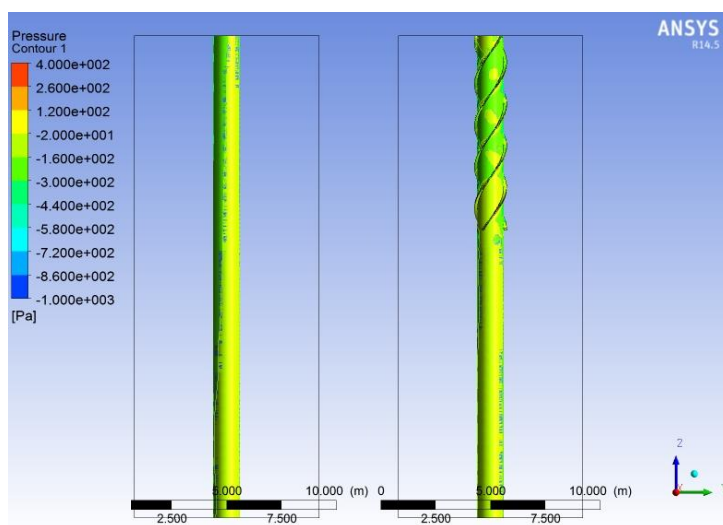


Fig. 71- Comparação das Pressões na zona a barlavento – Torre Simples e com Cintas

Dando exclusiva atenção aos valores tabelados, mínimos e máximos, à primeira vista é dúbia a eficiência das hélices. O incremento acentuado de pressões sugere um agravamento da situação de origem. No entanto, uma análise mais cuidada e uma interpretação ao pormenor dos contornos, constata-se que a escala de pressões constante há prevalência de tons amarelados na face a barlavento da Torre Simples, quando, na Torre com cintas, predominam os tons esverdeados. Conclui-se então que a implementação das cintas trouxe alívio na pressão nas paredes com um acréscimo caracterizado pela passagem de pressões negativas a valores mais próximos do valor nulo.

### 9.3.3. ENERGIA CINÉTICA TURBULENTA E TAXA DE DISSIPAÇÃO TURBULENTA – $k$ & $\varepsilon$

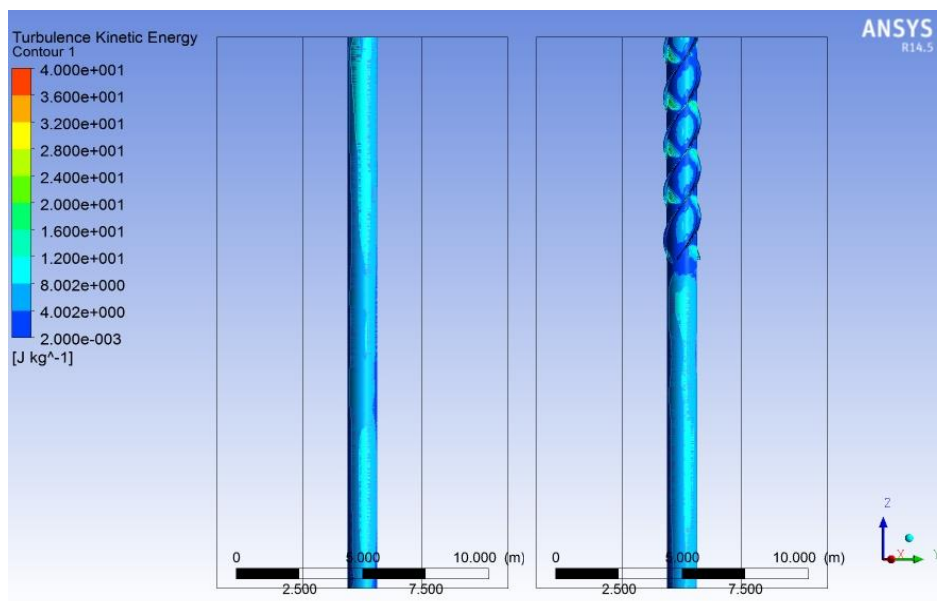


Fig. 72- Comparação dos valores da Energia Cinética Turbulenta – Torre Simples e com Cintas

Mais uma vez sob escala constante, a análise, recai agora, ao nível do parâmetro  $k$  – energia cinética turbulenta. Sendo a face de barlavento a face crítica, observa-se que a inserção das cintas reduz significativamente o valor de  $k$ . Em complemento analisa-se  $\varepsilon$  - Taxa de dissipação turbulenta.

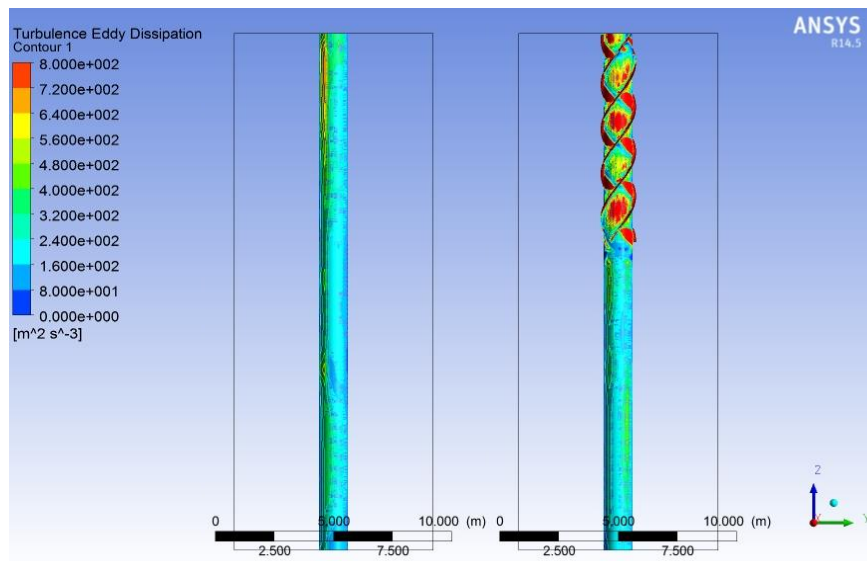


Fig. 73- Comparação dos valores da Taxa de Dissipação Turbulenta – Torre Simples e com Cintas

Em grande destaque está a extensão da torre dotada de cintas. As cores na gama dos amarelos aos vermelhos expressam a acentuada escala turbulenta que se faz sentir. Associando  $k$  a  $\epsilon$  conclui-se que a energia cinética turbulenta em questão é idêntica em ambas as torres, sendo que, na torre com cintas o valor da mesma reduz-se bastante na zona cintada, o que se explica pela elevada taxa de dissipação observada.

#### 9.3.4. FORÇA NA DIREÇÃO DO ESCOAMENTO (X)

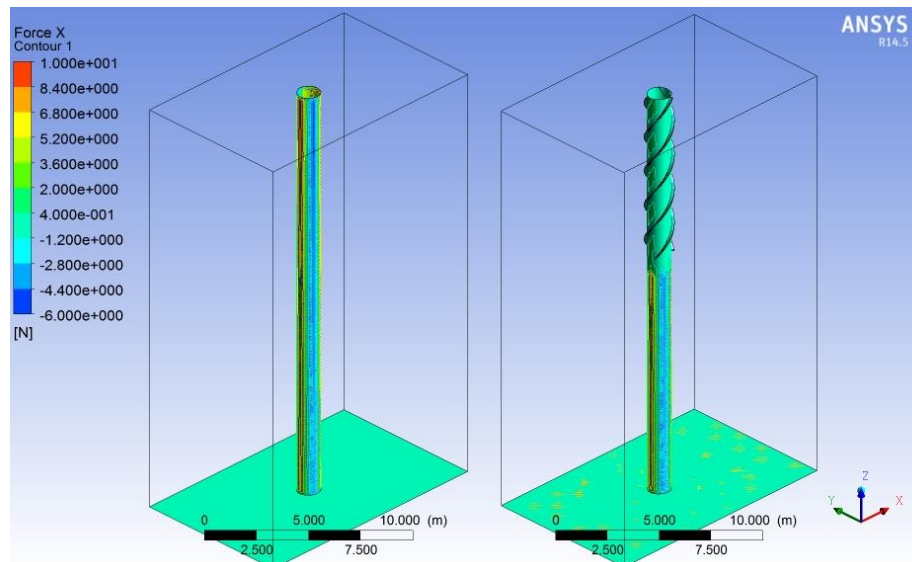


Fig. 74- Comparação dos valores da Força X – Torre Simples e com Cintas

É de notar a concentração de forças mais expressivas ao longo do comprimento da Torre Simples. Do segmento dotado de cintas ressalta instantaneamente a uniformização da força na direção de escoamento para valores próximos da unidade.

#### 9.3.5. FORÇA NA DIREÇÃO PERPENDICULAR AO ESCOAMENTO (Y)

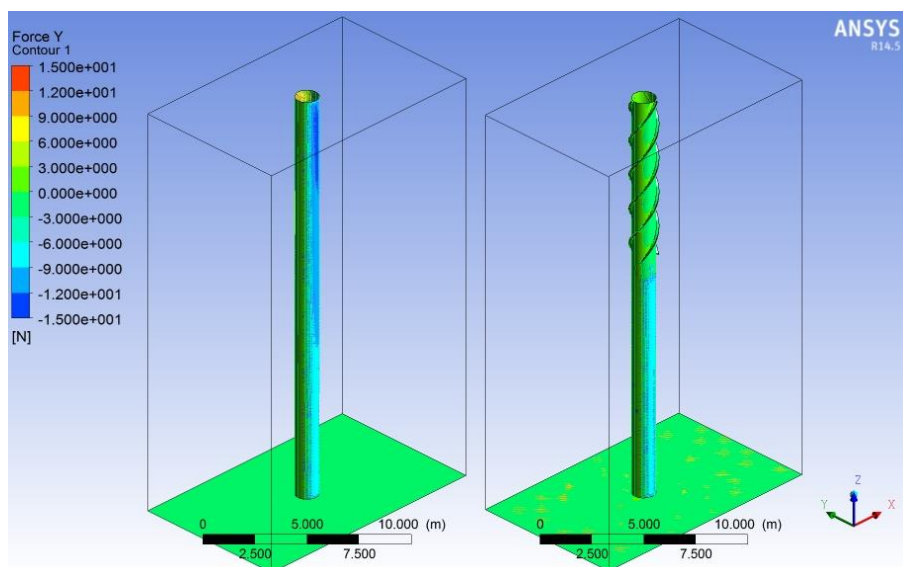


Fig. 75- Comparação dos valores da Força Y – Torre Simples e com Cintas

Como se constou anteriormente pela análise dos valores obtidos, a partir destas imagens pode comprovar-se a redução dos coeficientes de força lateral ( $C_L$ ), diretamente relacionados com a diminuição da força na direção Y. Na Torre com Cintas, os valores da força na zona cintada são nulos ou próximos de zero. Na Torre Simples ocorre o inverso ao nível das laterais onde são máximas as forças, na ordem dos  $\pm 15$  N.

#### 9.3.6. ESTUDO DA VARIAÇÃO DAS DIMENSÕES NAS CINTAS

A solução de cintas até agora alvo de análise, engloba as dimensões médias dos limites estipulados para um resultado favorável na supressão das vibrações devidas ao desprendimento de vórtices. De forma a averiguar a influência da alteração destas medidas, estudou-se os casos extremos. Modelou-se uma torre com solução de cintas de dimensões mínimas ( $p=4,5D$ ;  $e=0,1D$  e  $l_s=0,3h$ ) e outra máximas ( $p=5D$ ;  $e=0,12D$  e  $l_s=0,5h$ ). Num processo idêntico ao anterior fez-se, via *Ansys Fluent* a simulação do escoamento. Todos os parâmetros conhecidos se mantêm á exceção das dimensões e áreas de referência. Expõe-se de seguida os resultados obtidos.

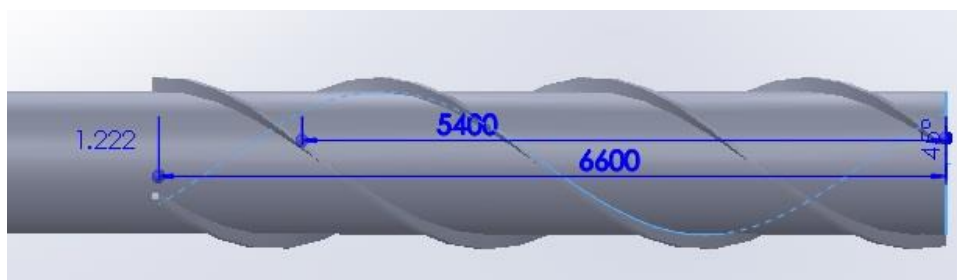


Fig. 76- Torre e dimensões mínimas – passo e extensão total de cintas [mm]

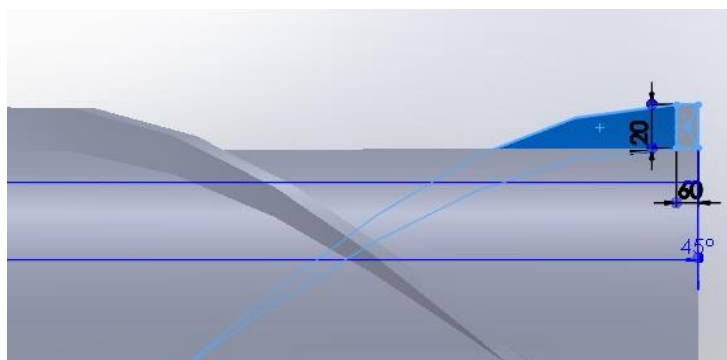


Fig. 77- Torre e dimensões mínimas – secção de cintas [mm]

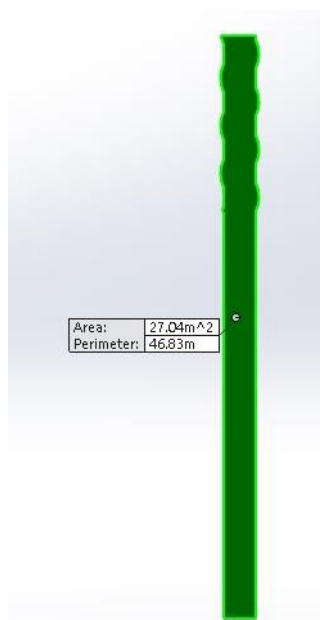


Fig. 78- Representação da área de referência via SolidWorks - Torre e dimensões mínimas

Quadro 49- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões mínimas

		$A_{sup}$ (m <sup>2</sup> )	$A_{ref}$ (m <sup>2</sup> )	$F_D$ (N)	$C_D$	$F_L$ (N)	$C_L$
Modelo de turbulência K- $\epsilon$	Standart	88,709	27,04	5203,2	0,73951	542,83	0,07715
	RNG			4880,8	0,69368	360,622	0,05125
	Realizable			5081,3	0,72218	-	-
Cálculo EC		82,93805	26,4	3880,493	0,58385	339,008	0,04818
						297,782	0,0432

Comparativamente com a solução de cintas de dimensões médias analisada em pormenor, os valores dos coeficientes de arrasto apresentam uma diminuição de aproximadamente 5%. Em contrapartida, os coeficientes de força lateral sofrem um incremento em média de 18% que depois se reflete em deslocamentos máximos superiores.

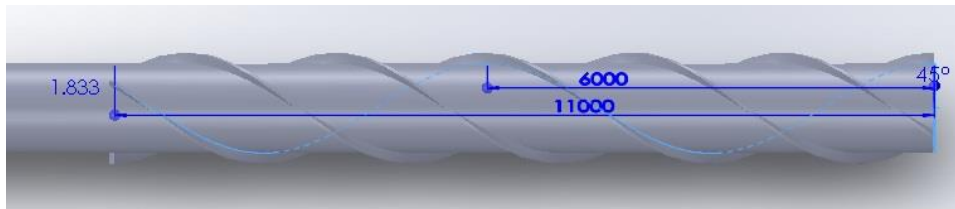


Fig. 79- Torre e dimensões máximas – passo e extensão total de cintas [mm]

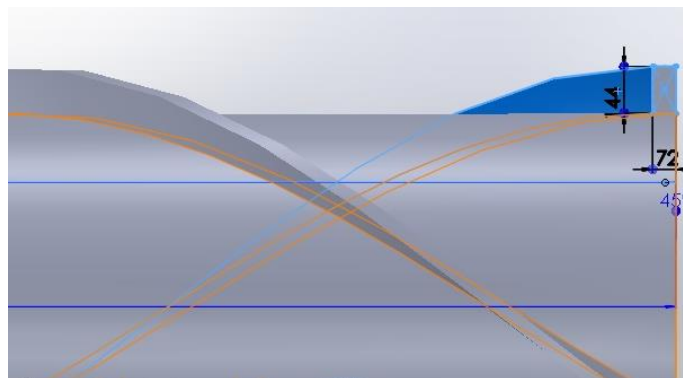


Fig. 80- Torre e dimensões máximas – secção de cintas [mm]

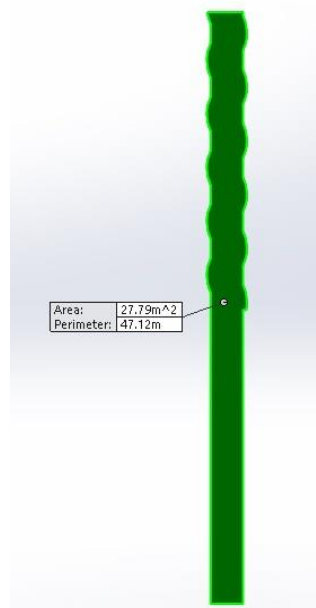


Fig. 81- Representação da área de referência via SolidWorks - Torre e dimensões máximas

Quadro 50- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões máximas

		$A_{sup}$ (m <sup>2</sup> )	$A_{ref}$ (m <sup>2</sup> )	$F_D$ (N)	$C_D$	$F_L$ (N)	$C_L$
Modelo de turbulência K- $\epsilon$	Standart	88,709	27,79	5845,5	0,80838	297,894	0,04120
	RNG			5672,1	0,78440	821,826	0,11365
	Realizable			5816,4	0,80435	902,948	0,12487
Cálculo EC		82,93805	26,4	3880,493	0,58385	297,782	0,0432

Nesta situação em que as cintas helicoidais apresentam as dimensões máximas, há um incremento dos coeficientes de arrasto relativamente á solução média. Os coeficientes de força lateral assumem valores distintos dependentes do modelo de turbulência seguido. Para o caso Standart observa-se uma diminuição do  $C_L$  na ordem de grandeza dos 0,02, o que não se verifica nos modelos RNG e Realizable, com incrementos apontados para o dobro dos valores da solução padrão.

Sem uma explicação concreta, o coeficiente de força lateral mais favorável é obtido para a primeira tipologia de torre com um valor de  $C_L=0,04117$ . Não obstante, é dúbia a eficácia desta solução de cintas, por, a par, não apresentar o valor mais baixo dos coeficientes de arrasto,  $C_D=0,76270$ .

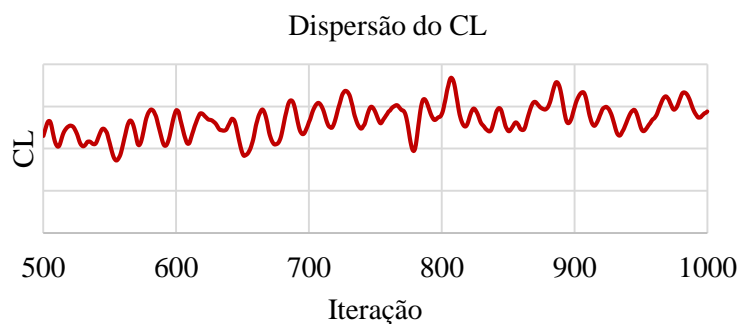
Todos os processos iterativos foram realizados para 500 iterações. Numa tentativa de tentar perceber a discrepância dos coeficientes de força lateral observados no último modelo de torre, optou-se por analisar os resultados para 1000 iterações, no modelo turbulento RGN.

Quadro 51- Resultados cenário Torre com Cintas dimensões máximas - modelo RNG [1000 iterações]

		$A_{sup} (m^2)$	$A_{ref} (m^2)$	$F_D (N)$	$C_D$	$F_L (N)$	$C_L$
Modelo de turbulência	RNG	88,709	27,79	5754,03	0,79573	1028,55	0,14224
$K-\epsilon$							

Efetivamente há um aumento contrastante no valor dos  $C_L$ 's, não existindo entretanto uma convergência explícita, como se pode constatar da interpretação do gráfico seguinte.

Quadro 52- Gráfico da dispersão do  $C_L$  a partir das 500 iterações – Setup Ansys Fluent



A irregularidade dos valores de  $C_L$  é saliente, o que condiciona a precisão dos resultados. No entanto a discrepância entre modelos de turbulência é independente do número de iterações. A ordem de grandeza dos valores, para RNG e Realizable, situa-se num patamar numérico superior ao do Standart.

Expõe-se nos quadros seguintes o resumo dos resultados obtidos ao nível dos coeficientes, destacando os valores extremos máximos e mínimos a vermelho e verde respetivamente. Como complemento foi calculado o valor médio de cada coeficiente,  $\bar{C}_D = 0,76$  e  $\bar{C}_L = 0,05$ .

Quadro 53- Resumo de resultados modelo Standart

Standart				$C_D$	$C_L$
Solução de cintas de dimensões		Médias		0,767	0,063
		Mínimas		0,740	0,077
		Máximas		0,808	0,041

Quadro 54- Resumo de resultados modelo RNG

RNG				$C_D$	$C_L$
Solução de cintas de dimensões		Médias		0,744	0,045
		Mínimas		0,694	0,051
		Máximas		0,796	0,142



Quadro 55- Resumo de resultados modelo Realizable

Realizable		C <sub>D</sub>	C <sub>L</sub>
Solução de cintas de dimensões	Médias	0,763	-0,041
	Mínimas	0,722	-0,048
	Máximas	0,804	0,125

#### 9.4. LIMITAÇÃO DO DESLOCAMENTO

Como verificação dos Estados Limites Últimos é utilizada a restrição do deslocamento máximo de topo. Como já mencionado num capítulo anterior, este poderá ser obtido por dois métodos do EN1991-1-4.

Com os parâmetros já determinados, pelo método 1 do Eurocódigo obteve-se o deslocamento máximo esperado.

Fórmula aplicada:

$$y_{max} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{1}{Sc} \cdot K K_W \cdot c_{lat} \quad (9.3)$$

Quadro 56- Parâmetros conhecidos

St	Sc	K	K <sub>w</sub>
0,18	2,435	0,696	0,13

Quadro 57- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões médias

		C <sub>L</sub>	y <sub>máx</sub> (m)
Modelo de turbulência K-ε	Standart	0,06329	0,0725
	RNG	0,04456	0,0591
	Realizable	-0,04117	-0,0472
Cálculo EC		0,0432	0,0495

Quadro 58- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões mínimas

		C <sub>L</sub>	y <sub>máx</sub> (m)
Modelo de turbulência K-ε	Standart	0,07715	0,088
	RNG	0,05125	0,0588
	Realizable	-0,04818	-0,055
Cálculo EC		0,0432	0,0495

Quadro 59- Cálculo do deslocamento Torre com Cintas dimensões máximas

		C <sub>L</sub>	y <sub>máx</sub> (m)
Modelo de turbulência K-ε	Standart	0,0412	0,0472
	RNG	0,1137	0,1303
	Realizable	0,1249	0,1431
Cálculo EC		0,0432	0,0495

Qualquer um dos valores obtidos é inferior à limitação imposta dos 0,1467 metros ( $L/150$ ). Não obstante, destacam-se os deslocamentos resultantes dos modelos turbulentos RNG e Realizable, no último cenário de torre não só pela distância relativamente aos restantes como pela proximidade ao limite imposto. Como se pode observar é para a torre com cintas de dimensões médias que o deslocamento é mínimo.

# 10

## CONCLUSÕES

O estudo efetuado no âmbito desta dissertação permitiu validar a eficiência da metodologia de cintas helicoidais, na atenuação dos efeitos de desprendimento de vórtices, para determinadas condições de escoamento, no caso em estudo.

Como referido, esta metodologia mitigadora não tem fundamentos analíticos padronizados com potencial para conceber um procedimento de cálculo modelo, adaptado a qualquer cenário. O nível de eficácia é obtido por via da simulação, pela modelação e teste das diversas soluções possíveis.

No caso de estudo, as limitações impostas ao nível do processamento do software *Ansys*, condicionaram a análise a três cenários com variação nas dimensões das cintas helicoidais. Foi atribuído maior ênfase às dimensões intermédias, através de um estudo mais abrangente. As restantes proporcionaram a interpretação comparativa entre os coeficientes de arrasto e de força lateral, de influência proeminente.

Mediante a gama de modelos RANS aplicados, o turbulento K- $\epsilon$  Realizable revela ser o mais preciso e fiável, uma vez derivado da evolução dos restantes. Pelos resultados obtidos, focalizando o objetivo de um  $C_L$  mínimo, as cintas de dimensões médias são as de eleição, apresentando não só o coeficiente lateral mais baixo  $C_L=0,04117398$  como também um  $C_D$  próximo do médio, para este modelo de turbulência.

Seria ideal que ambos os valores fossem mínimos. No entanto o  $C_D$  mínimo ocorre no modelo RNG  $C_D=0,6937$  associado a um  $C_L$  bastante próximo do médio.

A disparidade de valores entre coeficientes e modelos leva-nos a questionar qual a geometria de cintas aconselhável e qual o modelo mais fidedigno. Não havendo, uma outra forma de experimentação, além do túnel de vento, conclui-se que, para este cenário, a torre de geometria de cintas com médias é mais viável. Não só verifica um  $C_L$  mínimo como um  $C_D$  próximo do médio para o modelo de turbulência Realizable, por sinal o mais eficiente e preciso uma vez derivado dos restantes fruto de um processo evolutivo.

### 10.1. DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Interessante para futuro seria a criação de um processo de cálculo global para determinação dos parâmetros  $p$  (passo),  $e$  (espessura) e  $l_s$  (extensão de cintas) ótimos em cada situação, mediante variáveis como por exemplo o diâmetro, altura total e velocidade média.

Restringindo o campo de ação à torre em estudo, se os recursos computacionais fossem os mais eficientes na fase de processamento, o processo de simulação via *Ansys* seria mais rápido e eficaz.

Assim, um estudo paramétrico em parceria com ensaios de simulação permitiria correr todas as combinações possíveis de geometrias de cintas, dentro dos limites já estabelecidos e fazer o levantamento dos parâmetros relevantes.

A criação de uma base de dados para as diferentes soluções de cintas, dependente do diâmetro ( $D$ ) e da altura total ( $h$ ), seria crucial.

Um estudo de valor seria também a análise da interação fluído-estrutura para avaliação do deslocamento máximo.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALMEIDA, Odenir De, *Simulação numérica de grandes escalas do escoamento turbulento ao redor de cilindros retangulares*, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da UNESP, Ilha solteira, Brasil. 1999).
- AL-SHEMMERI, T. T., *Fundamentals of fluid mechanics*, *Journal of Mechanical Working Technology*, ISSN 03783804. 16:2 (1988) 227–228. doi: 10.1016/0378-3804(88)90174-X.
- ANDERSSON, Bengt, *Computational Fluid Dynamics for Engineers*, ISBN 9781107018952, Cambridge University Press, Cambridge, New York, 2012
- ANTUNES, António Pedro, *Projecto de Postes e Mastros Tubulares*, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade di Porto, 2008
- ASYIKIN, Muhammad Tedy, *CFD Simulation of Vortex Induced Vibration of a Cylindrical Structure*, Norwegian University of Science and Technology Department of Civil and Transport Engineering, 2012
- BARBOSA, J. Novais, *Mecânica dos Fluidos e Hidráulica Geral*, ISBN 9720060212, Porto Editora, Porto, 1985
- BARROS, R. C., *Sobre o Conceito e Necessidade de Consideração da Força de Coriolis em Referenciais Não-Inerciais*, Deptº Engª Civil, Porto: FEUP, 1998
- BARROS, Rui C., *Dimensionamento Estrutural de Mastros Metálicos*, Vigésimo Congresso Ibero-Latino Americano de Métodos Computacionais em Engenharia - XX CILAMCE (e, 1st Brazilian Congress on Computational Mechanics), Deptº de Engª de Estruturas e Fundações, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 1999
- BARROS, Rui C., *On the Aerodynamics of Metallic Masts*, International Conference Mechanika-2002, Kaunas University of Technology, Kaunas, Lithuania, 4-5 April 2002 (a)
- BARROS, Rui C, *Dimensionamento Estrutural de Mastros Metálicos*, Artigo publicado na Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingenieria (RIMNCDI), Ed. E. Oñate (Espanña) e J.C. Heinrich (USA), Universitat Politecnica de Catalunya (UPC, Barcelona, September 2002 (b)
- BARROS; PREUMONT, *School and Symposium on Smart Structural Systems Technologies*, doi: 978-989-96697-0-3, Porto:FEUP, 2010
- BASU, R. I., VICKERY, B. J., *Across-wind vibrations of structures of circular cross-section part ii development of a mathematical model for full-scale application*, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, v. 12, 1983
- BLESSMANN, Joaquim, *Introdução ao Estudo das Ações Dinâmicas do Vento*, 2a. ed, 2005
- BLEVINS, Robert D., *Flow induced vibration*, 2ª ed, ISBN 1-57524-183-8, Florida: Van Nostrand Reinhold, 2001
- CAETANO, Elsa De Sá, *Apontamentos de Estruturas Metálicas e Mistas*, Porto: FEUP, 2014
- CAETANO, Elsa De Sá, *Exame Normal EMMI- MIEC*, Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Porto:FEUP, 2014
- CEN, *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 3-2: Towers, masts and chimneys – Chimneys (BS EN 1993-3-2)*, Comité Europeen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2008

- CEN, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-6: Strength and Stability of Shell Structures (EN 1993-1-6)*, Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2007
- CEN, *Eurocódigo 1 - Acções em Estruturas - Parte 1-4: Acções Gerais - Acções do Vento (EN 1991-1-4)*, Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2010
- CEN, *Eurocódigo 3: Projecto de Estruturas de Aço - Parte 1-1: Regras Gerais e Regras para Edifícios (EN 1993-1-1)*, Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2010
- CEN, *Eurocódigo 3: Projecto de Estruturas de Aço - Parte 1-8: Projecto de Ligações (CEN, EN 1993-1-8)*, Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2010
- CICIND, *Model Code for Steel Chimneys - Commentaries and Appendices*, Zurich, Switzerland, 2002
- CICIND, *Model Code for Steel Chimneys*, Zurich, Switzerland, 2002
- CSTB, *Eurocode 1 : Actions sur les structures — Partie 1-4 : Actions générales — Actions du vent Annexe nationale à la NF EN 1991-1-4*, Comité Européen de Normalisation, Brussels, Belgium, 2008
- Dyrbye, C. and S.O. Hansen, *Wind loads on structures*, 1999, Chichester: John Wiley
- ESDU - 96030, *RESPONSE OF STRUCTURES TO VORTEX SHEDDING. Structures of Circular or Polygonal Cross Section*, 1996
- FERZIGER, Joel H.; PERIC, Milovan, *Computational Methods For Fluid Dynamics*, Springer Berlin Heidelberg New York, 2002
- Fey, U.; König, M.; Eckelmann, H.; *A new Strouhal-Reynolds-number relationship for the circular cylinder in the range  $47 < Re < 2 \times 10^5$* , Physics of Fluids, v.10, 1998
- FLUENT 6.1 Tutorial Guide, Fluent Inc., 2003
- Gerrard, J. H., *The mechanics of vortex formation region of vortices behind bluff bodies*, Journal of Fluid Mechanics, v. 25, 1996
- GERSTEN, K., *Immersed bodies - HEAT EXCHANGER DESIGN HANDBOOK 1 Heat exchanger theory*, HEMISPHERE PUBLISHING, 1983
- HARTOG, J. P. D., *Mechanical Vibrations*, New York : Courier Corporation, 1985
- HIRSCH, G.; RUSCHEWEYH, H., *Full-Scale Measurements on steel chimney strakes*, Journal of Industrial Aerodynamics, 1975
- HOLMES, John, *Wind Loading Structures*, Second Edition, 2007
- J. H. GERRARD, *The mechanics of the vortex formation region of vortices behind bluff bodies*, Journal of Fluid Mechanics, 1966
- Magge, William L., *Design of steel transmission pole structures*, ASCE, press 2006
- MCDONOUGH, J. M., *Introductory Lectures on Turbulence - Physics, Mathematics and Modeling*, Departments of Mechanical Engineering and Mathematics University of Kentucky, Course Notes, 2004
- MELBOURNE, J. D. Holmes And P. S. Jackson And W. H., *Wind Engineering 1983 3B: Proceedings of the Sixth international Conference on Wind Engineering*, Gold Coast, Australia, March 21-25, And Auckland, New Zealand, April 6-7 1983, Elsevier, 2012

- NAUDASCHER, Eduard; ROCKWELL, Donald, *Flow-Induced Vibrations: An Engineering Guide*, Mincola, New York : Courier Corporation, 2012
- PAREDES, Miguel Moura, *Utilização de amortecedores de massas sintonizadas no controlo de vibrações em estruturas*, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade di Porto, 2008
- RICARDO M. DE MATOS CAMARINHA E JOÃO SÉRGIO N. D. CRUZ, *Ação Longitudinal do Vento em Edifícios Altos*, Instituto Superior Técnico, 2011
- Roshko, A., On the wake and drag of bluff bodies, J. Aeronaut, Sci., 1995
- SCRUTON, C. S., *On the Wind Excited Oscillation of Stacks, Towers, and Masts*, Proceedings First International Conference on Wind Effects on Buildings and Structures, 1963
- SCRUTON, C., *An Introduction to Wind Effects on Structures*, 1981
- Simiu, E. and R.H. Scanlan, *Wind effects on structures*, 3rd Edition ed., John Wiley & Sons, Inc, 1996
- Sumer, B. M. e Fredsoe J., *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures*, Advanced Series on Ocean Engineering, volume 12, 1997
- TIETJENS, Oskar Karl Gustav, *Applied hydro and aeromechanics Based on Lectures of L. Prandtl*, United States : dover publications, 1934
- Weaver, W., *Wind-induced vibration in antenna members*, Proc. Amer. Soc. Civ. Engrs. J. engr. Mech Div., 1961
- White, F. M., *Fluid Mechanics*, 5th edition, McGraw-Hill: Boston, 2003
- WIEGHAUS, Kyle T.; HURLEBAUS, Stefan; MANDER, John B., *Effectiveness of strake installation for traffic signal structure fatigue mitigation*, 2014
- Wilcox, D. C., *Turbulence Modeling for CFD*, La Cañada, California: DCW Industries, cop. 1998
- WOOTTON, L.R., *The oscillations of model circular stacks due to vortex shedding at Reynolds numbers from  $10^5$  to  $3.10^6$* , Teddington, England, 1968
- Zdravkovich, M.M., *Review and classification of various aerodynamic and hydrodynamic means for suppressing vortex shedding*, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1980.